



Université
de Toulouse

THÈSE

En vue de l'obtention du

DOCTORAT DE L'UNIVERSITÉ DE TOULOUSE

Délivré par :

Institut National Polytechnique de Toulouse (Toulouse INP)

Discipline ou spécialité :

Génie Électrique

Présentée et soutenue par :

M. ANDREA VERDICCHIO

le jeudi 24 octobre 2019

Titre :

Nouvelle électrification en courant continu moyenne tension pour réseau
ferroviaire

Ecole doctorale :

Génie Electrique, Electronique, Télécommunications (GEET)

Unité de recherche :

Laboratoire Plasma et Conversion d'Energie (LAPLACE)

Directeur(s) de Thèse :

M. PHILIPPE LADOUX

Rapporteurs :

M. GERARD COQUERY, IFSTTAR

M. MAURO CARPITA, HAUTE ECOLE D'INGENIERIE ET DE GESTION

Membre(s) du jury :

M. CHRISTIAN SCHAEFFER, INP DE GRENOBLE, Président

M. HERVÉ CARON, SNCF, Invité

M. JEAN-GABRIEL AMPEAU, SNCF, Invité

Mme MARIE-LAURE LOCATELLI, CNRS TOULOUSE, Membre

M. PHILIPPE LADOUX, TOULOUSE INP, Membre

M. SEBASTIEN SANCHEZ, INSTITUT CATHOLIQUE DE TOULOUSE, Membre

Remerciements

Ces travaux de thèse n'auraient jamais vu le jour sans l'aide et le support de toutes les personnes qui m'ont entouré pendant ces quatre années.

Tout d'abord, je voudrais remercier les deux rapporteurs, Monsieur Mauro Carpita, Professeur à la HEIG du Canton de Vaud (Suisse), et Monsieur Gerard Coquery, Directeur de recherche à IFSTTAR, qui ont accepté de réviser mon manuscrit. Je remercie ensuite, le Professeur Christian Schaeffer du G2ELab, qui a accepté de présider ce jury, Madame Marie Laure Locatelli, Chargée de recherche au CNRS (LAPLACE) ainsi que Monsieur Sébastien Sanchez, enseignant à l'ICAM et chercheur associé au LAPLACE.

J'adresse un remerciement tout particulier à mon directeur de thèse, le Professeur Philippe Ladoux. Merci pour la formidable opportunité que vous m'avez offerte en me choisissant pour cette thèse. Merci pour votre soutien et votre bienveillance dans les moments décisifs. Un grand merci également pour la correction de mon manuscrit de thèse. Merci aussi pour votre accueil très chaleureux au sein de votre cercle familial ainsi que pour tous les moments passés en dehors du cadre du travail, autour d'une bonne assiette de fromage et d'un bon verre de vin, et qui ont contribué à mon initiation à la culture du Sud-Ouest français.

Je voudrais remercier M. Hervé Caron, mon encadrant industriel, qui a lui aussi contribué à la réussite de ces travaux de thèse. Je le remercie pour son support technique concernant les systèmes ferroviaires. J'ai apprécié sa personne, sa gentillesse, sa spontanéité et sa volonté de m'intégrer dans les différents groupes de personnes qui travaillent à la SNCF.

Je voudrais remercier Jean Gabriel Ampeau pour sa présence lors de ma présentation de mes travaux de recherche.

Je tiens à remercier toutes les personnes de la SNCF qui ont contribué, à différents degrés de participation, à la fois au développement de ce projet et à mon bien être lors du temps passé dans l'entreprise. Je remercie tout particulièrement : Etienne Sourdille, Mahmoud Hassan et Laetitia Rebillard.

Je remercie toutes les personnes du bureau E410 du LAPLACE qui ont transité au cours de ces années, qui ont été des collègues et surtout des amis pour moi. Je remercie Benedikt qui a été la toute première personne à faire partie de ce parcours et qui m'a laissé une trace indélébile. Un remerciement particulier pour Joseph Fabre pour les 36000 cafés napolitains, pour tous les restaurants, pour toutes les bières partagées ensemble. Je souhaite le remercier car il a été déterminant dans la partie expérimentale de mes travaux. Sa capacité de concevoir les bancs de test a permis de réaliser et de tester le convertisseur. Je souhaite remercier également Kamil pour toutes les discussions intéressantes et tout le

support qu'il a su me prodiguer, surtout dans les phases de la rédaction. Je remercie également Lucille qui désormais fait partie du bureau 410 (elle aurait dû prendre la place de Benedikt). Je remercie Berk pour tous les moments que nous avons passés ensemble et pour ses pas de danses. Je remercie Davin même si sa notation est sévère et qu'il n'est pas trop habitué à travailler sans climatisation (il est breton).

Je voudrais aussi remercier toutes les personnes du groupe de recherche dont j'ai fait partie et toutes les personnes du LAPLACE que j'ai côtoyées : Liu, Fang, Isabel, William, Gilberto, Einar, Selma, Quentin, Andrea, Miguel, Bernard, Najoua, Linda, Pedro, Priscilla, Yazan, Francois, Remi, Pedro, Bernard.

Un remerciement va à toutes les personnes du Laplace qui contribuent à la réalisation des travaux de recherche des doctorants comme par exemple : les ingénieurs d'étude Jean-Marc Blaquiere et Didier Flumian ainsi que toutes les personnes du secrétariat.

Je voudrais remercier mes colocataires, Jeanne, Malik, Olaia et Solene (colocataire acquise) pour tous les bons moments passés ensemble à la maison. Surtout pour leur soutien pendant la dernière année de thèse. Toutes les discussions que nous avons eu concernant la société, la musique, la culture et etc..., elles m'ont fait évoluer comme personne.

J'aimerais aussi remercier mon cercle d'amis Toulousains : Katya, Shaza, Sabrina, Bruno, Roberto, Denise, Nicola, Nello, Alberto, Antonie, Dudu, Alberto, Mouss, Camille et tous les autres que j'ai pu oublier, sauf dans mon cœur.

Un remerciement spécial ira à ma famille qui m'a soutenu durant cette épreuve malgré la distance, non seulement physique, qui nous sépare. En commençant par ma mère Clementina, mon père Luigi, mon frère Carlo et sa copine Mena. Enfin je voudrais remercier tous les amis de ma ville native, San Felice à Canello, qui resteront toujours dans mon cœur.

Résumé de la thèse

Depuis le début du 20^{ème} siècle, différents systèmes d'électrification ferroviaire en courant continu et en courant alternatif ont été développés en Europe. Les systèmes en courant alternatif monophasé moyenne tension (25 kV-50 Hz ou 15 kV 16,7 Hz) permettent d'utiliser une caténaire légère de faible section de cuivre mais de par leur principe mettent en jeu de la puissance fluctuante et de la puissance réactive qu'il faut compenser par des dispositifs volumineux et coûteux. Les systèmes d'électrification à courant continu (1,5kV ou 3kV) ne possèdent pas ces inconvénients mais en contrepartie, leur relativement faible niveau de tension implique la circulation de courants élevés dans la caténaire ce qui s'oppose à toute augmentation de trafic car la section de cuivre ne peut pas être augmentée au-delà de 1000 mm². Du point de vue du matériel roulant, les locomotives alimentées en courant alternatif ont une chaîne de conversion d'énergie électrique complexe et volumineuse (transformateur abaisseur, redresseur, filtre basse fréquence puis onduleur). En revanche, une chaîne de conversion fonctionnant sous caténaire à courant continu se réduit à un filtre d'entrée et à un onduleur de traction. Aujourd'hui, les progrès technologiques réalisés dans le domaine de l'électronique de puissance permettent d'envisager le développement de réseaux électriques à courant continu moyenne tension pour accompagner la transition énergétique en intégrant plus facilement des sources d'énergies renouvelables et des éléments de stockage d'énergie.

Partant de ce constat, l'objectif de ce travail de thèse est de proposer un nouveau système d'électrification ferroviaire à courant continu moyenne tension, d'une part, dans le but de combiner les avantages des systèmes actuels d'électrification et d'autre part, d'envisager à moyen terme la rénovation des lignes électrifiées à courant continu.

Le premier chapitre de cette thèse présente un état de l'art des systèmes d'électrification ferroviaire existants et des chaînes de traction associés. Le deuxième chapitre met en évidence l'intérêt d'une électrification à courant continu moyenne tension pour la traction ferroviaire. Une méthode de calcul, permettant de déterminer le niveau de tension continue pour un trafic donné, est proposée. Il est ainsi montré que le choix d'un niveau de tension à 9 kV permet d'obtenir des sections de caténaire et un espacement des sous-stations comparables au système 25kV-50 Hz. Dans sa première partie, le troisième chapitre propose une stratégie permettant de faire évoluer le système d'électrification 1,5 kV existant en France vers un système 9 kV. En attendant que le parc d'engins de traction soit adapté pour fonctionner sous une caténaire à 9 kV, il est possible de préparer l'évolution du système d'électrification en déployant une ligne de transport d'énergie électrique en 9 kV (feeder) en parallèle de la caténaire 1,5 kV existante. Au terme de la période de transition, le niveau de tension 1,5 kV est complètement supprimé et la totalité de l'infrastructure ainsi que les engins de traction fonctionnent alors sous 9 kV. La deuxième partie de ce chapitre est consacrée à l'étude d'une topologie associant des convertisseurs DC/DC isolés et permettant de remplir la fonction de transformateur

électronique indispensable pour le renforcement de l'alimentation de la caténaire 1,5 kV à partir du feeder 9 kV.

Le quatrième chapitre présente la réalisation et les essais d'un convertisseur DC/DC isolé d'une puissance de 300 kW utilisant des modules MOSFET SiC 3,3 kV.

Une conclusion générale et des perspectives concluent ce mémoire.

Abstract

Since the beginning of the 20th century, various DC and AC rail electrification systems have been developed in Europe. Single-phase, medium-voltage AC systems (25 kV-50 Hz or 15 kV 16.7 Hz) allow the use of a light overhead-line of small copper cross-section but by their principle involve fluctuating power and reactive power that have to be compensated by large and expensive devices. DC electrification systems (1.5kV or 3kV) do not have these disadvantages but in return, their relatively low voltage level involves the circulation of high currents in the overhead-line which limits any increase in traffic because the copper section cannot be increased beyond 1000 mm². From a rolling stock point of view, AC powered locomotives have a complex and voluminous conversion chain (step-down transformer, rectifier, low-frequency filter and traction inverter). On the other hand, a conversion chain operating under direct current catenary is reduced to an input filter and a traction inverter. Today, the technological progress made in the field of power electronics makes it possible to envisage the development of medium voltage DC grids to support the energy transition by integrating more easily renewable energy sources and storage devices.

On the basis of this observation, the aim of this thesis is to propose a new medium voltage DC railway electrification system, on the one hand, with the aim of combining the advantages of the current railway electrification systems and on the other hand, to consider in the medium term the renovation of lines electrified in DC.

The first chapter of this thesis presents a state of the art of existing railway electrification systems and associated traction chains. The second chapter highlights the interest of a medium voltage DC electrification for railway traction. A calculation method for determining the DC voltage level for a given traffic is proposed. Therefore, it is shown that the choice of a voltage level at 9 kV makes it possible to obtain an overhead-line cross-section and a substation spacing comparable to the 25 kV-50 Hz system. In its first part, the third chapter proposes a strategy to upgrade the existing 1.5 kV French electrification system to a 9 kV system. Until the fleet of traction units is adapted to operate at 9 kV, it is possible to prepare the evolution of the electrification system by deploying a transmission line at 9 kV (feed-wire) in parallel with the existing 1.5 kV overhead-line. At the end of the transition period, the 1.5 kV voltage level is completely removed and the entire infrastructure as well as the traction units operate at 9 kV. The second part of this chapter is dedicated to the study of a topology, based on an association of isolated DC/DC converters, to fulfil the function of solid state transformer which is essential for the power reinforcement of the 1.5 kV system from the 9 kV feed-wire.

The fourth chapter presents the realization and tests of an isolated DC / DC converter with a power level of 300 kW using 3.3 kV SiC MOSFET modules.

A general conclusion and perspectives conclude this manuscript.

TABLE DES MATIERES

INTRODUCTION	1
--------------------	---

CHAPITRE I - ETAT DE L'ART DES SYSTEMES D'ELECTRIFICATION FERROVIAIRES ET DU MATERIEL ASSOCIE	7
--	----------

I.1 Etat de l'art des systèmes d'électrification ferroviaires.....	9
I.1.1 Evolution des systèmes d'électrification ferroviaires jusqu'à nos jours.....	9
I.1.2 Le système d'électrification en courant continu actuel.....	12
I.1.3 Electrification ferroviaire en courant alternatif à fréquence spéciale (16,7 Hz).....	14
I.1.4 Electrification ferroviaire en courant alternatif à fréquence industrielle (50 Hz).....	15
I.1.4.1 Principe d'une alimentation classique en 25 kV-50 HZ	15
I.1.4.2 Système d'électrification en 2 x 25 kV – 50 Hz	16
I.1.5 Bilan comparatif des systèmes d'électrification existants	17
I.1.6 Une première étude d'évolution des électrifications à courant continu : le système 2 x 1500 V	19
I.2 Etat de l'art des chaînes de traction	21
I.2.1 Les chaînes de traction actuelles.....	21
I.2.2 Perspectives d'évolution des chaînes de traction avec transformateur électronique	22
I.2.3 Conclusion	26
Référence – Chapitre I	28

CHAPITRE II – NOUVELLE ELECTRIFICATION FERROVIAIRES EN COURANT CONTINU MOYENNE TENSION.....	31
--	-----------

II.1 Introduction	33
II.2 Description de la méthode employée pour l'étude de performance pour un réseau ferroviaire électrifiée en MVDC.....	34

II.2.1 Approche du problème	34
II.2.2 Plages de tension proposées	34
II.2.3 Infrastructure ferroviaire et marche type des trains considérés	35
II.3 Mise en équation et modélisation électrique du circuit de traction	38
II.3.1 Méthode nodale	38
II.3.2 Modèle électrique	38
II.4 Analyse des problématiques liées à l'échauffement de la caténaire et prise en compte de la contrainte thermique	40
II.4.1 Risque liés à l'échauffement de la caténaire	41
II.4.2 Modèle thermique	41
II.5 Modélisation du Courant de fuite et calcul de la tension rail-sol	43
II.5.1 Introduction	43
II.5.2 Corrosion galvanique et tension entre le rail et le sol dues au courant vagabond	43
II.5.3 Modèle mathématique des tension rail-sol	44
II.5.4 Modélisation d'une ligne à double voie avec P trains	46
II.5.5 Isolation du circuit de retour	48
II.5.6 Analyse de l'évolution de la tension rail-sol le long de la voie	49
II.6 Algorithme pour la détermination de la section de la caténaire en fonction de la distance entre les sous-stations	50
II.7 Résultats des calculs	58
II.8 LGV Paris-Strasbourg. Comparaison d'une électrification de la ligne en MVAC et en MVDC	62
II.8.1 Introduction	62
II.8.2 Infrastructure électrique de la LGV Est électrifiée à 2x25 kV AC et à 9 kV DC	63
II.8.3 Simulation de la LGV Est avec une électrification en 9 kV DC	66
II.8.4 Comparaison entre l'électrification à 2x25 kV AC et à 9 kV DC	68
II.9 Conclusion	71
Référence – Chapitre II	73

CHAPITRE III — EVOLUTION DU SYSTEME

D'ELECTRIFICATION 1,5 KV VERS LE NOUVEAU SYSTEME 9 KV

.....	75
III.1 Introduction	77
III.2 Stratégie de basculement du système 1.5 kV vers le système 9 kV	78
III.2.1 Électrification classique à 1,5 kV DC	78
III.2.1.1 Électrification intermédiaire avec plusieurs convertisseurs	79
III.2.1.2 Modélisation du convertisseur DC-DC	80
III.2.1.3 Commande du convertisseur remplaçant la sous-station 1,5 kV	81
III.2.1.4 Résultat des simulations	82
III.2.2 Basculement du système à 9 kV DC	83
III.3 Cas d'étude : la ligne Bordeaux-Hendaye.....	84
III.3.1 Électrification à 1,5 kV DC.....	85
III.3.2 Électrification intermédiaire 1,5 kV DC-9 kV DC.....	86
III.3.3 Électrification en 9 kV DC	88
III.3.4 Analyse des différentes étapes de l'électrification et comparaison énergétique entre la ligne classique et la ligne à 9 kV DC	90
III.3.4.1 Conclusion.....	93
III.4 Convertisseur DC-DC isolé pour réaliser la sous-station intermédiaire	93
III.4.1 Bloc élémentaire.....	94
III.4.1.1 Bloc élémentaire RSAB	96
III.4.2 Matériaux semi-conducteur à grands-gap (« WBG »)	98
III.4.3 Composants unipolaires SiC	98
III.4.4 Transformateur moyenne fréquence.....	99
III.5 Dimensionnement et évaluation des pertes du convertisseur DC/DC	100
III.5.1.1 Module MOSFET SiC 3,3 kV	101
III.5.1.2 Caractéristique du transformateur moyenne fréquence considéré.....	101
III.5.1.3 Condensateur de résonance Cr	103
III.5.1.4 Structure RSAB.....	103
III.5.2 Évaluation des pertes.....	105
III.6 Conclusion	108
Référence – Chapitre III.....	109

CHAPITRE IV – MISE EN ŒUVRE ET CARACTERISATION DE LA BRIQUE ELEMENTAIRE DE CONVERSION.....	111
IV.1 Introduction.....	113
IV.2 Conception et mise en œuvre du banc d’essai de caractérisation du module MOSFET SiC 3,3 kV/750 A en commutation douce (mode ZVS)	113
IV.2.1 Introduction	114
IV.2.2 Conception du banc d’essai.....	117
IV.3 Circuit de commande du module de puissance.....	117
IV.3.1 Fonction thyristor-dual.....	117
IV.3.2 Caractérisation en mode de commutation ZVS	119
IV.3.3 Evaluation des pertes de la structure RSAB en tenant compte des résultats de caractérisation de semi-conducteurs en commutation douce	122
IV.4 Conception du convertisseur DC-DC isolé (RSAB).....	123
IV.4.1 Méthode d’opposition	123
IV.4.2 Estimation de pertes par méthode électrique et calorimétrique	124
IV.4.3 Conception du convertisseur	127
IV.5 Premières mises sous tension et analyses	131
IV.5.1 Comportement en mode de fonctionnement DCM ($f_d < f_0$)	132
IV.5.2 Comportement en mode de fonctionnement CCM ($f_d < f_0$).....	134
IV.5.3 Evolution du modèle électrique du convertisseur	135
IV.5.4 Analyse des commutations de l’onduleur en mode CCM.....	137
IV.6 Limites des diodes Si du redresseur de sortie	139
IV.6.1 Courant de recouvrement dans la diode Infineon 3,3 kV / 200 A.....	140
IV.7 Mise en œuvre du convertisseur avec des diodes ABB	141
IV.7.1 Recouvrement dans la diode ABB 3,3 kV/500 A	142
IV.7.2 Mesure des pertes du convertisseur DC/DC	143
IV.8 Mise en œuvre du convertisseur DC/DC avec des diodes SiC sur le redresseur de sortie	144
IV.9 Conclusion	148
Référence – Chapitre IV	149
CONCLUSION	151

PERSPECTIVES 154

ANNEXES 157

INTRODUCTION GENERALE

Aujourd'hui, il est évident que la planète est en train de se réchauffer de manière accélérée par rapport à son cycle naturel. Dans le « Fifth Assessment Report » l'organisation mondiale « Intergovernmental Panel on Climate Change » (IPCC) a établi qu'il est extrêmement clair que la cause du réchauffement anormal de la planète est engendré par l'activité humaine depuis le début du XX siècle [1]. Le transport, la consommation, les procédés industriels sont les causes principales du changement climatique. Les émissions des gaz à effet de serre et notamment de CO₂, dues aux énergies fossiles, représentent la cause principale de l'augmentation de la température des océans et de l'atmosphère. La demande mondiale d'énergie continue à croître d'année en année. Les transports et la production d'énergie électrique sont les sources d'émission qui progressent le plus rapidement. Ainsi, depuis des années, la société s'interroge sur les solutions à envisager à très court terme afin de réduire drastiquement ces tendances.

De ce fait, avec des émissions en équivalent CO₂ représentant environ 4 milliards de tonnes, l'Union Européenne a fixé des objectifs de réduction à respecter par tous les pays membres. En prenant comme référence l'année 1990 [2], l'UE vise une réduction des émissions globales d'au moins 40% pour 2030.

La Figure 1 présente la répartition des émissions de CO₂ des pays de l'UE. Les émissions dues au transport routier représentent 70,9 % de l'ensemble des émissions liées aux modes de transport. Le transport ferroviaire représente seulement 1,5% dont 0,6% sont dus à l'usage de trains avec des moteurs thermiques.

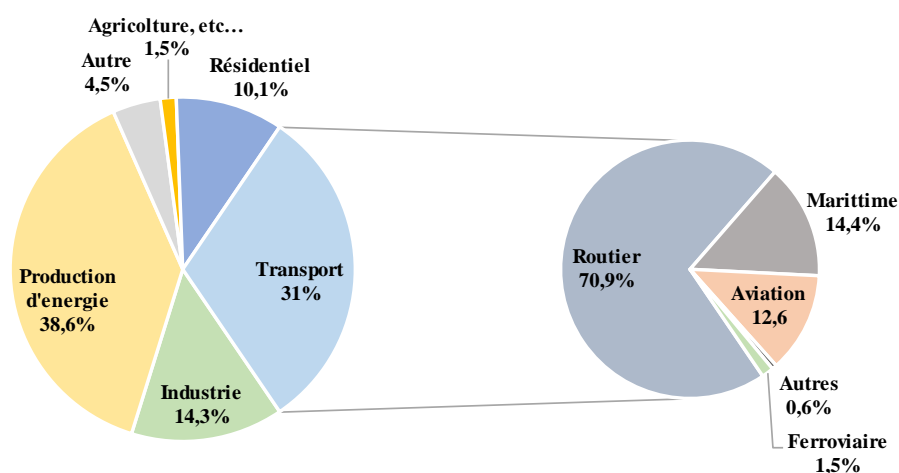


Figure 1 – Répartition des émissions de CO₂ en UE (année 2011).

INTRODUCTION GENERALE

Le transport ferroviaire est clairement le moyen de transport le plus propre comparé aux autres. En effet, les émissions par passager ou par tonne transportée sont de loin les plus faibles comparées aux autres moyens de transport.

Afin d'atteindre les objectifs européens de réduction de CO₂, il faut envisager de transférer les flux de trafic de la route vers la voie ferrée. Ainsi, l'augmentation du trafic ferroviaire et la création de nouvelles lignes doivent être sérieusement envisagées.

Le plus grand défi de l'Europe est de limiter la dépendance énergétique vis-à-vis des combustibles fossiles. Pour cela l'UE vise à réduire en premier lieu la production d'énergie électrique à partir de combustible fossile en augmentant la part des énergies renouvelables. En 2050, selon les prévisions actuelles, les énergies éolienne et solaire représenteront respectivement 26% et 9% de la production totale. Ensuite, l'UE vise à limiter la dépendance des moyens de transport vis-à-vis du pétrole. De nos jours, le transport représente 32% de toute l'énergie consommée en Europe et malgré les progrès technologiques faits, ceux-ci dépendent encore du combustible fossile à hauteur de 96%. Dans ce contexte-là, il faut donc continuer à améliorer les rendements énergétiques des différents moyens de transport et les affranchir progressivement du pétrole. De ce fait, le transport ferroviaire, qui utilise principalement l'énergie électrique, est l'unique moyen de transport capable d'exploiter les sources d'énergie renouvelables sans qu'il soit nécessaire de développer de nouvelles infrastructures de distribution d'énergie électrique.

Jusqu'à présent, le coût total du transport ferroviaire a été estimé en ne prenant en compte que les coûts inhérents aux ouvrages des infrastructures et à leur maintenance. Cependant, chaque moyen de transport implique un coût supplémentaire qui est supporté par l'ensemble de la société. En intégrant dans l'évaluation du coût des moyens de transport de nouveaux paramètres comme par exemple la pollution de l'air dans les zones urbaines, l'impact des accidents et de la congestion des routes sur la société, l'occupation des sols par les ouvrages d'art, nous constaterons que le transport ferroviaire conduit au coût le plus bas.

Dans ce contexte, la traction électrique ferroviaire doit être un des acteurs majeurs dans le transport des personnes et des marchandises pour le 21^{ème} siècle. Elle doit accompagner la transition énergétique des pays membres de l'UE en s'interfaçant facilement avec les systèmes décentralisés de production d'énergie renouvelable.

Ces dix dernières années, les progrès technologiques en électronique de puissance ont permis la réalisation à grande échelle de systèmes électriques de transport d'énergie en courant continu haute tension (HVDC). Les avantages d'un réseau à courant continu haute tension sont aujourd'hui bien connus [3], [4]. Le transport d'électricité peut être réalisé sur des distances très supérieures et pour un coût inférieur. En outre, aujourd'hui il est possible d'envisager la mise en place de systèmes de distribution performants, alimentés en courant continu sous moyenne tension (MVDC). Ces systèmes faciliteront l'interface avec les systèmes de production décentralisés de type renouvelable (installations photovoltaïques, parcs éoliennes « off-shore » et « in-shore », etc...) et avec les systèmes de stockages d'énergie (batteries, stockage par hydrogène, roues inertielles, etc...).

INTRODUCTION GENERALE

Face à ce constat, il nous a donc paru logique d'étudier une électrification en courant continu moyenne tension (MVDC) pour les lignes ferroviaires. Sur ce sujet, la recherche dans le domaine du ferroviaire n'est pas à un niveau avancé et même si on ne dispose pas d'une grande connaissance, il est évident qu'une électrification en courant continu moyenne tension comporte de sérieux avantages par rapport au courant alternatif monophasé : absence des chutes de tension inductives, pas de puissance réactive ni de déséquilibre de tensions à compenser en sous station, simplification de la chaîne de conversion statique au niveau de la traction. Le système MVDC bénéficiera donc des avantages du courant continu alliés à ceux de la haute tension. Ainsi, les caténaires seront plus légères et les sous-stations seront plus espacées.

En contrepartie, il va falloir d'une part, s'interroger sur la protection contre les courants de défaut et les dispositifs de coupure à associer, et d'autre part, développer de nouvelles chaînes de traction capables de fonctionner directement à partir de la moyenne tension. Aujourd'hui des éléments de réponse à ces questions existent. Les projets de grands réseaux de transport d'électricité HVDC ont conduit au développement de disjoncteurs hybrides (semi-conducteurs + ouverture mécanique) capables d'interrompre des courants de défaut sous des tensions de plusieurs centaines de kV. Par ailleurs, les topologies de convertisseurs multi-niveaux développées récemment ont permis la mise sur le marché de variateurs de vitesse pour des moteurs industriels fonctionnant sous des tensions de 6 à 10 kV.

L'industrie du ferroviaire peut donc bénéficier de cette synergie et intégrer ces nouvelles technologies. Quant aux gestionnaires de réseaux ferroviaires électrifiés en courant continu (40 000 km de ligne en Europe, hors Russie), ils ont l'opportunité d'évoluer vers un système unifié capable, en plus d'alimenter des trains, d'intégrer des sources d'énergie renouvelables et donc de transporter et de distribuer de l'énergie électrique.

L'objectif de ce travail de thèse est donc de proposer un nouveau système d'électrification ferroviaire à courant continu moyenne tension, d'une part, dans le but de combiner les avantages des systèmes actuels d'électrification et d'autre part, d'envisager à moyen terme la rénovation des lignes électrifiées à courant continu.

Le premier chapitre de cette thèse présente un état de l'art des systèmes d'électrification ferroviaire existants et des chaînes de traction associés.

Le deuxième chapitre met en évidence l'intérêt d'une électrification à courant continu moyenne tension pour la traction ferroviaire. Une méthode de calcul, permettant de déterminer le niveau de tension continue pour un trafic donné, est proposée. Il est ainsi montré que le choix d'un niveau de tension à 9 kV permet d'obtenir des sections de caténaire et un espacement des sous-stations comparables au système 25kV-50 Hz.

Dans sa première partie, le troisième chapitre propose une stratégie permettant de faire évoluer le système d'électrification 1,5 kV existant en France vers un système 9 kV. En attendant que le parc d'engins de traction soit adapté pour fonctionner sous une caténaire à 9 kV, il est possible de préparer l'évolution du système d'électrification en déployant une

INTRODUCTION GENERALE

ligne de transport d'énergie électrique en 9 kV (feeder) en parallèle de la caténaire 1,5 kV existante. Au terme de la période de transition, le niveau de tension 1,5 kV est complètement supprimé et la totalité de l'infrastructure ainsi que les engins de traction fonctionnent alors sous 9 kV. La deuxième partie de ce chapitre est consacrée à l'étude d'une topologie associant des convertisseurs DC/DC isolés et permettant de remplir la fonction de transformateur électronique indispensable pour le renforcement de l'alimentation de la caténaire 1,5 kV à partir du feeder 9 kV.

Le quatrième chapitre présente la réalisation et les essais d'un convertisseur DC/DC isolé d'une puissance de 300 kW utilisant des modules MOSFET SiC 3,3 kV. Ce convertisseur constituera la brique de base pour la réalisation d'un transformateur électronique 9 kV/1,5 kV qui sera un composant essentiel pour l'évolution des lignes électrifiées en courant continu.

Une conclusion générale et des perspectives concluent ce mémoire.

Référence bibliographique - INTRODUCTION

- [1] R. K. Pachauri, L. Mayer, et Intergovernmental Panel on Climate Change, Éd., *Climate change 2014: synthesis report*. Geneva, Switzerland: Intergovernmental Panel on Climate Change, 2015.
- [2] « Rail transport and environment: facts & figures | CER:Home ». [En ligne]. Disponible sur: <http://www.cer.be/publications/latest-publications/rail-transport-and-environment-facts-figures>. [Consulté le: 08-juill-2019].
- [3] D. M. Larruskain, I. Zamora, A. J. Mazón, O. Abarategui, et J. Monasterio, « Transmission and Distribution Networks: AC versus DC », in *9th Spanish-Portuguese Congress on Electrical Engineering*, 2005, p. 6.
- [4] T. W. May, Y. M. Yeap, et A. Ukil, « Comparative evaluation of power loss in HVAC and HVDC transmission systems », in *2016 IEEE Region 10 Conference (TENCON)*, 2016, p. 637-641.

CHAPITRE I

État de l'art des systèmes
d'électrification ferroviaires
et du matériel roulant associé.

I.1 Etat de l'art des systèmes d'électrification ferroviaires

I.1.1 Evolution des systèmes d'électrification ferroviaires jusqu'à nos jours

Dans son principe, le système de traction électrique ferroviaire est composé par des installations fixes (sous-stations, caténaires, rails) et par le matériel roulant (train de fret ou de voyageurs tracté par une locomotive). Dans la plupart des cas, l'alimentation en énergie électrique de la locomotive est assurée via une ligne aérienne appelée la caténaire. Un pantographe, équipé d'un frotteur, permet à l'engin de traction de capter le courant. Le système d'alimentation par troisième rail est généralement limité au métro et n'est que très rarement utilisé pour des liaisons intercités. La Figure I.1 présente un exemple de système d'électrification ferroviaire par ligne aérienne avec caténaire et pantographe.

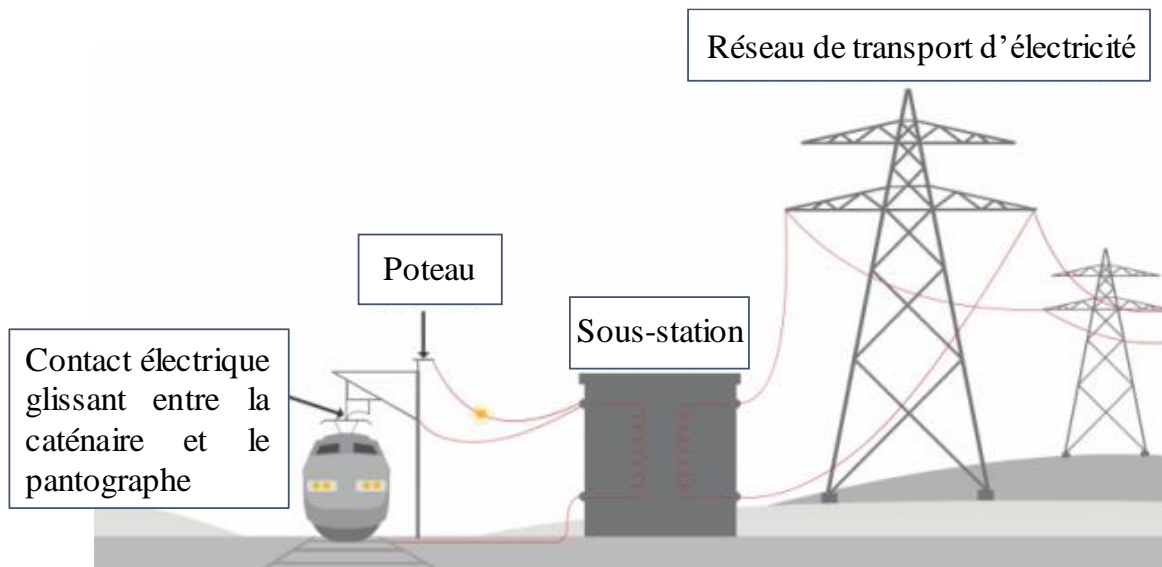


Figure I.1- Exemple de système d'électrification ferroviaire (25 kV/50Hz).

Les premières électrifications des lignes ferroviaires remontent à la fin du 19^{ème} siècle. L'objectif était d'assurer le transport des marchandises et des personnes sur de longues distances en disposant d'une puissance de traction supérieure à celle des locomotives à vapeur [1].

A l'origine, pour équiper les engins de traction, c'est le moteur à courant continu à excitation série, qui fut choisi. Grâce à sa caractéristique couple/vitesse à puissance constante, ce moteur est « naturellement » adapté à la traction ferroviaire : Il permet de disposer d'un effort de traction important au démarrage puis de faire circuler à vitesse élevée le train.

Compte tenu des limites imposées par la technologie des matériaux isolants de l'époque, la tension de la caténaire fut dans un premier temps fixée à 600 V continu. En l'absence de dispositif électronique de puissance, l'effort de traction de la locomotive était

CHAPITRE I

contrôlé grâce à des résistances placées en série avec le moteur qui permettaient de limiter le courant et donc le couple électromagnétique. Ce système de traction électrique avait une capacité très limitée à cause des courants élevés circulants dans la caténaire et de la chute de tension qui en résultait. Cela constituait donc un frein au déploiement de l'électrification des lignes interurbaines où le trafic était en forte croissance.

A partir de 1902, la société Suisse Oerlikon décida de combiner les avantages du courant alternatif, dont la tension pouvait facilement être élevée ou abaissée par des transformateurs, et du moteur série à courant continu. Toutefois, dans la gamme de puissance visée à l'époque (quelques centaines de kW), il s'est avéré très difficile d'utiliser le moteur série à la fréquence industrielle de 50 Hz, ceci principalement à cause de problèmes de commutation du courant au niveau des lames du collecteur et du mauvais facteur de puissance. Après quelques essais, il fut décidé de baisser la fréquence du courant alternatif jusqu'à 16,7 Hz [2] [3]. Afin d'alimenter le système de traction électrique, il a donc fallu déployer des centrales de production et des lignes de transport d'énergie électrique spécifiques. Le système d'électrification 15 kV/16,7 Hz fut définitivement adopté à partir de 1909 en Suisse et en Allemagne, en Suède l'année suivante, puis en Autriche et en Norvège respectivement en 1914 et en 1922.

Au cours de la même période, les progrès technologiques sur les matériaux isolants permirent de développer des moteurs à courant continu aptes à fonctionner jusqu'à des tensions de 3 kV. En 1915, aux États-Unis, 1000 km de lignes furent électrifiés en 3 kV avec succès. Ce système fut ensuite adopté par l'Espagne en 1922, par l'Italie en 1928, par l'URSS, la Belgique et la Pologne en 1926.

En France, une décision ministérielle du 29 août 1920 imposa un système d'électrification des chemins de fer en courant continu à la tension de 1,5 kV, ce qui mit fin à l'expérience d'électrification en 12 kV/16,7 Hz initiée en 1908 par la compagnie du Midi sur le piémont Pyrénéen (régions de Tarbes et de Perpignan). Les lignes de la région Parisienne, initialement électrifiées en 600 V, furent converties à la tension de 1500 V. Ainsi, à la veille de la 2^{nde} guerre mondiale, 3500 km de ligne du réseau ferré Français étaient électrifiés en 1500 V continu. Les sous-stations, alimentées à partir du réseau de transport d'énergie électrique triphasé 50 Hz, étaient équipées soit de groupes tournants (commutatrices), soit de redresseurs à vapeur de mercure.

Le sud de l'Angleterre conserva une électrification en courant continu à la tension de 600 V avec un système de captage de courant par troisième rail. Cette tension fut par la suite augmentée à 750 V [4].

Au lendemain de la 2^{nde} guerre mondiale, la SNCF débuta l'étude d'un système d'électrification en moyenne tension et à la fréquence industrielle de 50 Hz. Par rapport aux électrifications en courant continu, l'objectif principal était de réduire, les coûts des installations fixes grâce à une caténaire plus légère et un nombre réduit de sous-stations. Contrairement au système 15 kV/16,7 Hz, les sous-stations sont directement alimentées à partir du réseau public et se réduisent à un simple poste de distribution équipés d'un

CHAPITRE I

transformateur abaisseur monophasé. En 1950, une première expérimentation en 20 kV/50Hz eu lieu entre Aix les Bains et La Roche sur Foron. Si les premières locomotives furent équipées de groupes tournants lourds et volumineux, l'utilisation des redresseurs à vapeur de mercure a ensuite permis d'alimenter, à partir d'un transformateur abaisseur, les moteurs série sous une tension de 1500 V continu. Les premiers essais conduits en Savoie ayant été concluants, en 1954 les dirigeants de la SNCF prirent la décision d'électrifier les lignes du Nord et de l'Est de la France en 25 kV/50 Hz.

A partir de ce moment-là, les pays d'Europe qui n'avaient pas encore électrifié leurs lignes ferroviaires choisirent le système 25 kV 50 Hz. Les autres systèmes d'électrification, déjà en place, furent conservés et même étendus au cours de la deuxième moitié du 20^{ème} siècle. Aujourd'hui, conformément à la carte de la Figure I.2, plusieurs systèmes d'électrification coexistent en Europe, ce qui conduit à des problèmes d'interopérabilité des engins de traction entre les pays [5].

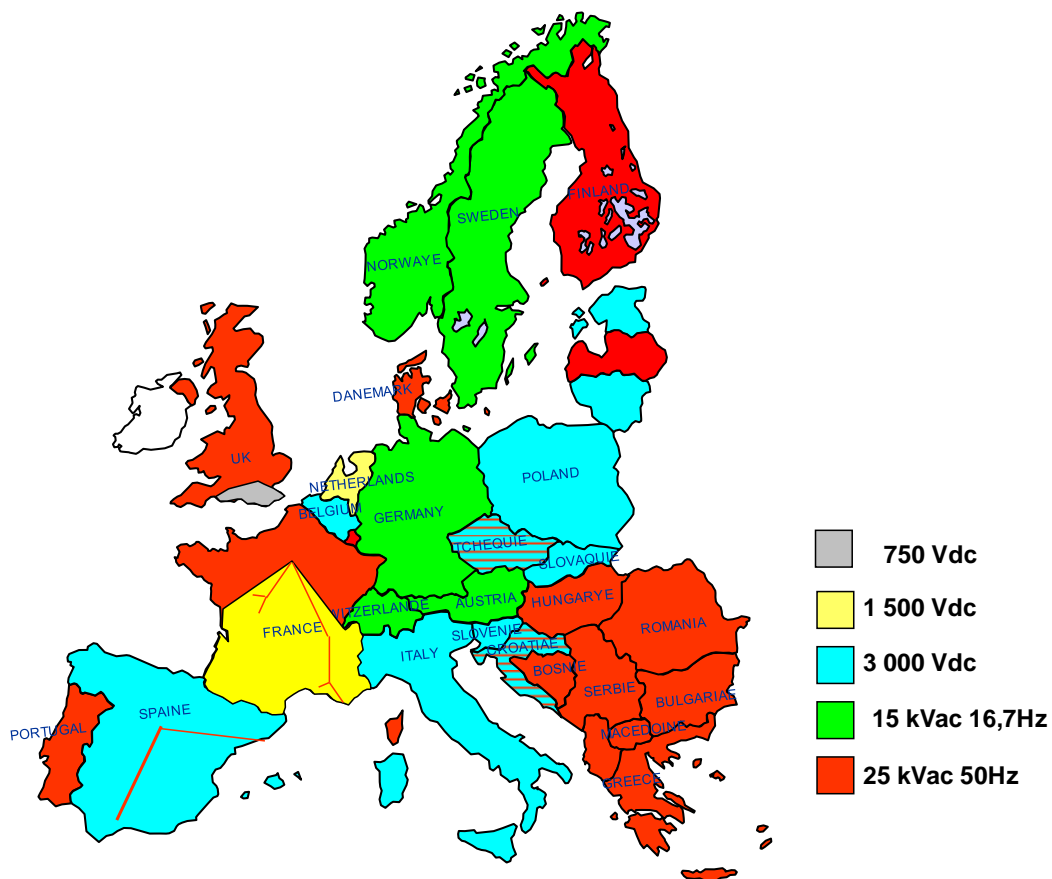


Figure I.2- Principales électrifications en Europe.

Le Tableau I.1 présente un récapitulatif des lignes ferroviaires électrifiées des principaux pays d'Europe. La part des électrifications à courant continu (1,5 kV DC et 3 kV) représente 40%, les électrifications en 25 kV/50 Hz, 36% et les électrifications en 15 kV/16,7 Hz, 20%. La partie restante est représentée par d'autres systèmes d'électrifications.

<i>Pays</i>	DC			AC			Total
	<i>1,5 kV</i>	<i>3 kV</i>	<i>Autres</i>	<i>15 kV 16,7 Hz</i>	<i>25 kV 50Hz</i>	<i>Autres</i>	
<i>France</i>	5904	0	63	59	9138	0	15164
<i>Hollande</i>	1891	0	0	0	169	0	
<i>Allemagne</i>	0	0	505	19231	0	0	19736
<i>Espagne</i>	746	6950	186	0	1347	0	9229
<i>Russie</i>	0	18800	0	0	21500	0	40300
<i>Italie</i>	181	12453	32	0	407	0	13073
<i>Angleterre</i>	19	0	2014	0	3345	0	5378
<i>Belgique</i>	0	2647	0	0	303	0	2950
<i>Pologne</i>	0	11799	0	0	0	0	11799
<i>Suisse</i>	246	0	317	3685	0	469	4718
<i>Pays scandinaves</i>	237	0	0	9900	3067	0	13204

Tableau I.1 – Longueur en km des principales lignes ferroviaires électrifiées en Europe, [2].

I.1.2 Le système d'électrification en courant continu actuel

Généralement les tensions inférieures à 1 kV sont réservées aux réseaux urbains tel que le tramway ou le métro. En revanche, les tensions supérieures ou égales à 1,5 kV sont utilisées pour l'électrification de lignes régionales ou interurbaines. Conformément à la Figure I.3, les principaux constituants des installations fixes sont : le groupe transformateur-redresseur situé dans la sous-station (SST), les équipements électriques (protection, mesures, poste de sectionnement, etc...), le poste de mise en parallèle (PMP) et les caténaires.

Les sous-stations sont connectées directement au réseau public et prélèvent l'énergie sur les trois phases. Typiquement, elles sont alimentées en 90 kV ou 63 kV et plus rarement en 20 kV (Figure I.3). Les groupes transformateur-redresseur à diodes ont des niveaux de puissance qui peuvent atteindre 10 MW et présentent généralement un indice de pulsation de 12 sur la tension de sortie. De ce fait, vis-à-vis du réseau alternatif amont, ils absorbent des courants avec un faible taux de distorsion harmonique et présentent un très bon facteur de puissance.

Pour assurer la protection de la ligne vis-à-vis d'un court-circuit caténaire-rail, des disjoncteurs rapides sont installés dans les postes de mise en parallèle et en sortie des sous-stations. Par ailleurs, le rail est isolé de la terre afin d'éviter la dispersion de courants continus dans le sol pouvant provoquer la corrosion de structures métalliques proches de la voie ferrée. Du fait de cette isolation, une surveillance du potentiel du rail par rapport au sol est alors nécessaire pour protéger les personnes.

La distance entre les sous-stations dépend du niveau de tension de la caténaire, du profil de la ligne et de la densité de trafic. Cela peut aller de quelques kilomètres jusqu'à une trentaine de kilomètres. Ces dernières années, au fur et à mesure de la croissance du nombre

de voyageurs à transporter et donc de l'augmentation des puissances absorbées par les rames, le système d'électrification en courant continu s'est avéré inapte à assurer des grilles de trafic denses. Afin de limiter les chutes de tension en ligne et permettre le fonctionnement à puissance nominale du matériel roulant, les sections des caténaires ont été augmentées et de nombreuses sous-stations ont été ajoutées. Rendant ainsi l'électrification en courant continu très coûteuse. Par exemple, sur les lignes électrifiées en 1,5 kV en France, il est possible de trouver des sections de ligne aérienne jusqu'à 1000 mm² pour chaque voie (deux fils de contact, un porteur principal, un porteur auxiliaire et un feeder). A ce titre, la Figure I.4 présente le schéma simplifié d'une ligne aérienne. Nous faisons ici une distinction entre caténaire et ligne aérienne. La caténaire est l'ensemble de conducteur (fil de contacts et porteurs) soumis à des efforts mécaniques permettant d'assurer un bon contact électrique avec le pantographe. Les autres conducteurs de la ligne aérienne, appelés « feeders », ont une fonction exclusivement électrique. Ils sont régulièrement connectés à la caténaire.

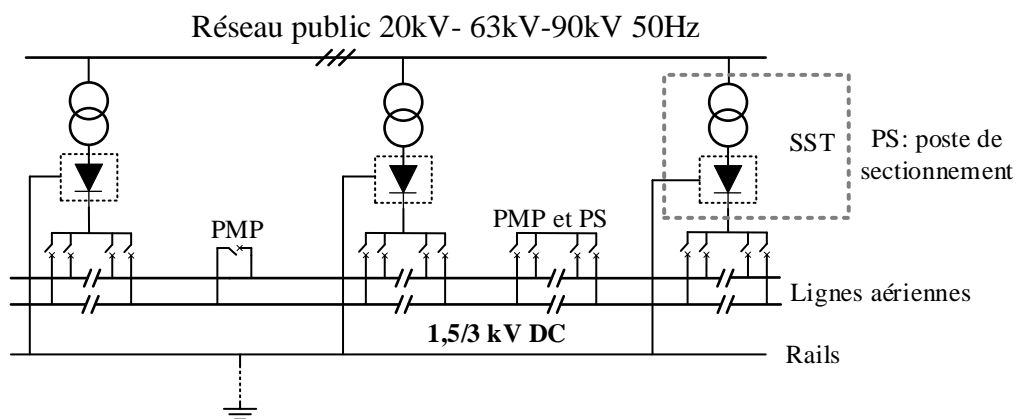


Figure I.3 –Schéma simplifié d'une électrification ferroviaire en courant continu

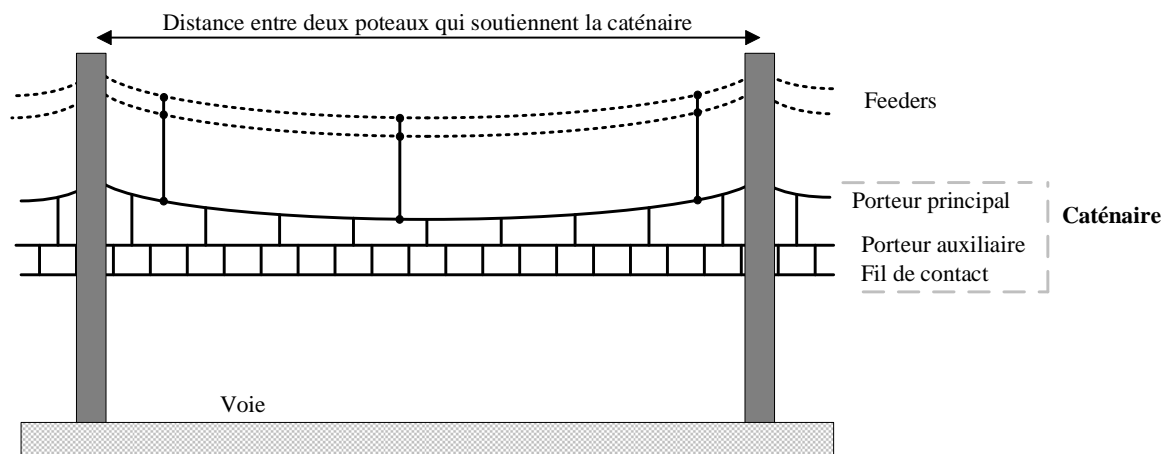


Figure I.4 – Exemple d'une caténaire dans le cas d'une électrification en courant continu (1,5 kV ou 3 kV).

I.1.3 Electrification ferroviaire en courant alternatif à fréquence spéciale (16,7 Hz)

La Figure I.5 présente un schéma simplifié d'un système d'électrification ferroviaire en 15 kV 16,7 Hz. L'énergie électrique, à la fréquence de 16,7 Hz, est produite par des centrales hydrauliques ou thermiques spécifiques dont la puissance peut aller jusqu'à quelques centaines de MW. Celles-ci sont équipées d'alternateurs monophasés et de transformateurs élévateurs de tension. L'énergie électrique est ensuite transportée au moyen de lignes monophasées en 110 kV ou 132 kV selon les pays. Les transformateurs des sous-stations abaissent la tension pour alimenter la caténaire en 15 kV.

En complément des centrales de production, des stations de conversion dont la puissance est généralement de quelques dizaines de MVA permettent d'interconnecter les réseaux de transport d'électricité triphasé 50 Hz et monophasé 16,7 Hz. Les plus anciennes sont équipées de groupes tournants qui associent un moteur asynchrone triphasé à rotor bobiné et un alternateur monophasé. Depuis une quinzaine d'années, de nouvelles stations de conversion statiques ont été mises en services. Celles-ci reposent, soit sur une topologie indirecte associant redresseurs actifs et onduleurs de tension [6], soit sur un convertisseur direct de type MMC [7], [8].

Pour des lignes à faible trafic, les sous-stations peuvent être espacées au-delà de 40 km tandis que la ligne aérienne peut être limitée à une caténaire avec une section équivalente d'environ 200 mm². Le potentiel du rail est référencé au sol. Comme pour les électrifications à courant continu, les sous-stations sont connectées en parallèle via la caténaire. En outre, des postes de sectionnement permettent d'isoler la portion de réseau en défaut sont présents le long de la ligne.

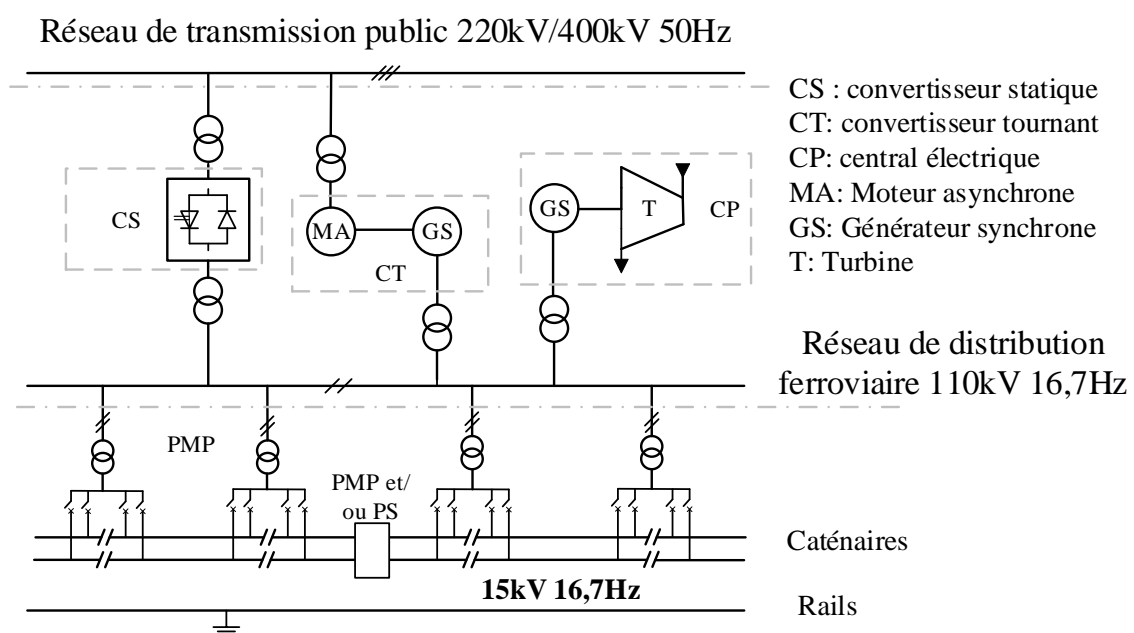


Figure I.5 – Schéma simplifié d'une électrification en 15 kV 16,7 Hz.

I.1.4 Electrification ferroviaire en courant alternatif à fréquence industrielle (50 Hz)

I.1.4.1 Principe d'une alimentation classique en 25 kV-50 HZ

La Figure I.6 présente un schéma simplifié d'un système d'électrification en 25 kV 50Hz. La caténaire est alimentée directement par le réseau public à travers des sous-stations délivrant une tension de 25 kV 50 Hz. Les sous-stations sont très simples puisqu'elles ne comportent qu'un transformateur monophasé. Ce système d'électrification s'appuie sur le réseau public de production et de transport d'énergie électrique et a donc un avantage certain par rapport au système 15 kV/16,7 Hz décrit au paragraphe précédent. Toutefois le raccordement des sous-stations entre deux phases du réseau triphasé entraîne un déséquilibre des courants qui peut être néfaste pour les groupes de production d'énergie électrique. Afin de limiter, globalement, la circulation de courants déséquilibrés dans le réseau de transport d'électricité, le circuit de traction électrique a été divisée en différents secteurs qui sont isolés par des sections neutres dont la longueur est généralement de 250 m. Chaque secteur est alimenté par des phases différentes du réseau triphasé, conformément à la Figure I.5. Par conséquent, les sous-stations ne sont jamais connectées en parallèle.

Les sous-stations sont connectées au réseau public à des niveaux de tensions compris entre 63 kV et 400 kV. Les distances entre sous-station peuvent varier de 30 km à 90 km en fonction du trafic de la ligne. La ligne aérienne peut être réduite à la caténaire (fil de contact plus un porteur principal) avec une section équivalente d'environ 200 mm². Pour les lignes les plus chargées, un feeder est ajouté. Le potentiel du rail est référencé à la terre.

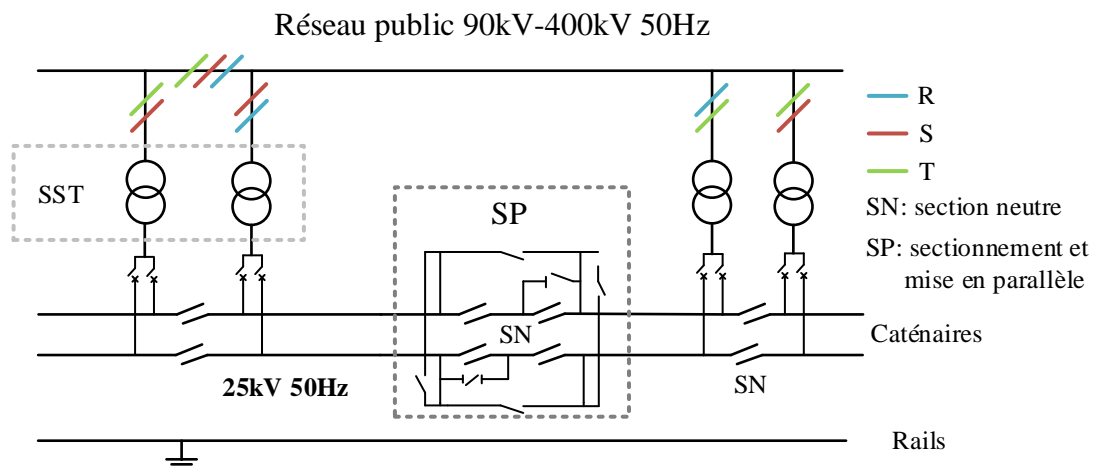


Figure I.6 - Schéma simplifié d'une électrification en 25 kV 50 Hz.

1.1.4.2 Système d'électrification en $2 \times 25 \text{ kV} - 50 \text{ Hz}$

La première mise en œuvre de cette solution à la SNCF date de 1981 sur la ligne à grande vitesse Paris-Lyon. Dans ce système d'électrification, présenté à la Figure I.7, les transformateurs monophasés des sous-stations ont un secondaire avec un point au milieu connecté au rail. Les tensions de la caténaire et du feeder sont en opposition de phase et la différence de potentiel entre le feeder et la caténaire est alors de 50 kV. Des autotransformateurs avec un point au milieu connecté au rail sont repartis le long de la ligne et imposent une tension de 25 kV entre la caténaire et les rails. Une partie de l'énergie électrique nécessaire à la traction est donc transportée sous 50 kV entre caténaire et feeder. Ainsi, ce schéma permet de réduire les chutes de tension en ligne et d'espacer les sous-stations. Il permet également de réduire les perturbations électromagnétiques émises grâce à la symétrisations du circuit de retour du courant [9]–[11].

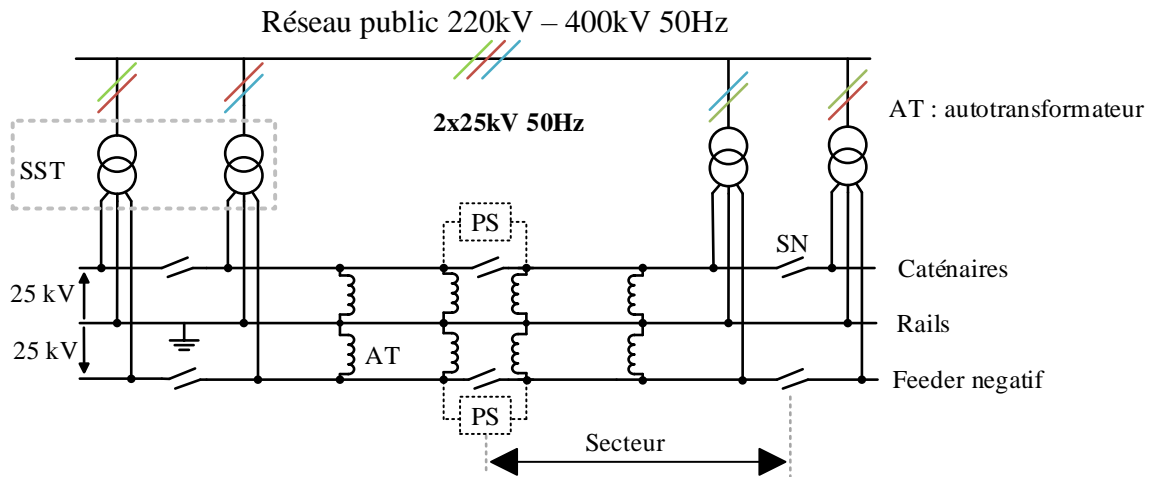


Figure I.7 – Schéma simplifié d'une électrification en $2 \times 25 \text{ kV} - 50 \text{ Hz}$.

Ce système d'électrification est aujourd'hui utilisé sur toutes les lignes grande vitesse dans le monde. Il est complexe et coûteux.

I.1.5 Bilan comparatif des systèmes d'électrification existants

Le Tableau I.2 permet d'avoir une vision d'ensemble en considérant les aspects liés à l'alimentation en énergie, les installations fixes de traction électrique et le matériel roulant. Nous utilisons des couleurs verte, orange ou rouge selon que le système d'électrification présente un avantage ou un inconvénient pour chaque item considéré.

Les systèmes d'électrification à courant continu actuel souffrent d'un niveau de tension relativement bas qui limite la puissance de la locomotive et la densité du trafic en raison des courants élevés dans la caténaire. De par le niveau de tension de la caténaire, les systèmes d'électrification en courant alternatif permettent d'utiliser des lignes aériennes de faible section, en revanche la chute de tension est principalement liée à la réactance du circuit de traction et des moyens de compensation de puissance réactive sont parfois utilisés pour remonter la tension en ligne. Le système 25 kV/50 Hz étant de ce point de vue le plus pénalisé. Le système 15 kV/16,7 Hz nécessite un réseau d'alimentation en énergie spécifique mais permet, comme dans le système à courant continu, une connexion en parallèle des sous-stations. La puissance consommée par les trains est mieux répartie entre les sous-stations et il y a une continuité d'alimentation en énergie des trains le long de la ligne. Dans le système 25 kV/50 Hz, les sous-stations monophasées nécessitent une puissance de court-circuit élevée au point de raccordement pour éviter les déséquilibres de tension sur le réseau triphasé. Par conséquent, les sous-stations doivent être équipées de systèmes de compensation de déséquilibre [12], [13] ou connectées à des lignes haute tension en 220 kV ou 400 kV. En ce qui concerne le matériel roulant, les locomotives modernes à courant alternatif comprennent un transformateur abaisseur monophasé, un redresseur, un filtre basse fréquence (accordé sur 33,4 Hz ou 100 Hz) et un onduleur de tension triphasé qui alimente le moteur de traction à courant alternatif [1]. En revanche, le convertisseur de traction embarqué d'une locomotive à courant continu est beaucoup plus simple et se réduit à un filtre d'entrée et à un onduleur de tension triphasé.

Dans l'article [14], l'auteur fait une comparaison entre un système d'électrification à fréquence industrielle et à fréquence spéciale. Il liste tous les aspects défavorables de l'électrification à fréquence industrielle dans le contexte des Etats-Unis d'Amérique. Ensuite, il répète la même démarche en supposant un basculement de l'électrification à fréquence spéciale. Il met bien en évidence, point par point, tous les avantages amenés par l'électrification à fréquence spéciale par rapport à celle à fréquence industrielle. Toutefois, il omet complètement que cette solution nécessite le déploiement d'un réseau de distribution d'énergie électrique spécifique qui va s'avérer extrêmement coûteux.

CHAPITRE I

<i>Système d'électrification</i>	Courant continu : 1,5 kV ou 3 kV	Courant alternatif à fréquence spéciale 15 kV / 16,7 Hz	Courant alternatif à fréquence industrielle 25 kV/50 Hz
Alimentation en énergie	En triphasé à partir du réseau public	Réseau spécifique de production et de transport d'électricité, alternateurs et transformateurs volumineux	Entre deux phases du réseau public : raccordement avec une puissance de court-circuit élevée
	Groupe transformateur-redresseur en sous-station	Sous Station complexe si alimentation à partir du réseau public	Sous-station : Transformateur monophasé
Infrastructure	Section de la ligne aérienne importante : jusqu'à 1000 mm ²	Caténaire légère (fil de contact + porteur, S ≈ 270 mm ²)	Caténaire légère (fil de contact + porteur, S ≈ 270 mm ²)
	Appareillage de coupure pour le courant continu, courant de court-circuit élevé (qq 10 kA)	Appareillage de coupure en alternatif mais niveau de courant court-circuit plus important qu'en 50 Hz	Appareillage de coupure pour le courant alternatif
	Distance entre sous-stations : 10 à 30 km	Distance entre sous-stations : 60-80 km	Distance entre sous-stations : 40-60 km
	Inapte à l'alimentation des LGV	Sous-station équipée par un seul transformateur qui est très volumineux	Complexité de l'alimentation des LGV en 2 x 25 kV
Circuit électrique de traction	Chute de tension importante – Pertes joules	Chute de tension inductive	Chute de tension inductive, compensation de puissance réactive parfois nécessaire
	Pas de section neutre, continuité du circuit électrique	Pas de section neutre, continuité du circuit électrique	Sectionnement du circuit électrique : perte de puissance pour la traction
	Partage de la puissance entre les sous-stations	Partage de la puissance entre les sous-stations	Puissance totale fournie par une seule sous-station
Matériel Roulant	Circuit de puissance très simple : filtre + onduleur de traction	Conversion AC/DC à bord de l'engin : transformateur et filtre à 2.f très volumineux.	Conversion AC/DC à bord de l'engin : transformateur et filtre à 2.f volumineux.

Tableau I.2 Bilan comparatif des systèmes d'électrification existants.

I.1.6 Une première étude d'évolution des électrifications à courant continu : le système 2 x 1500 V

Comme nous venons de l'indiquer dans les paragraphes précédents, les systèmes d'électrification à courant continu actuels peuvent difficilement faire face aux perspectives d'évolution du trafic et à l'augmentation de la puissance des trains. Afin de réduire la résistance du circuit de traction, les sections des lignes aériennes ont été augmentées jusqu'aux limites mécaniques admissibles par les supports de caténaire. Ainsi, pour limiter une chute de tension excessive, il est nécessaire de rajouter des sous-stations intermédiaires. Malheureusement, compte tenu de contraintes géographiques, cette solution n'est pas toujours envisageable car elle demande de l'espace pour l'installation de la sous-station et la proximité d'une ligne triphasé haute tension pour se raccorder. Pour cette raison plusieurs solutions alternatives ont été proposées. Les solutions avec système de stockage au sol [15]–[17] (batteries, supercondensateurs, roues inertielles) sont plus adaptées pour des lignes urbaines avec des métros ou des trains légers et ont été largement déployées au Japon à partir des années 2000.

Pour les lignes régionales ou interurbaines où les puissances absorbées par le matériel roulant sont importantes, la SNCF et le LAPLACE ont proposé et étudié en 2006 [18] le système « 2 x 1500 V ». L'idée de base reprend le concept du système 2 x 25 kV à courant alternatif développé pour les lignes à grande vitesse. Il s'agit de réutiliser le feeder déjà installé en parallèle à la caténaire à 1,5 kV et de le porter à un potentiel différent.

L'alimentation du feeder est assurée par des nouveaux groupes redresseurs installés dans les sous-stations existantes. Conformément à la Figure I.8, un convertisseur continu-continu (hacheur) est installé entre deux sous-stations afin de remonter le niveau de tension en milieu de secteur. Ce convertisseur permet de transporter, via le feeder, une partie de l'énergie absorbée par les trains sous une tension double de la tension caténaire. Ainsi, dans certaines portions du circuit de traction les courants seront réduits, les chutes de tension minimisées et le rendement amélioré.

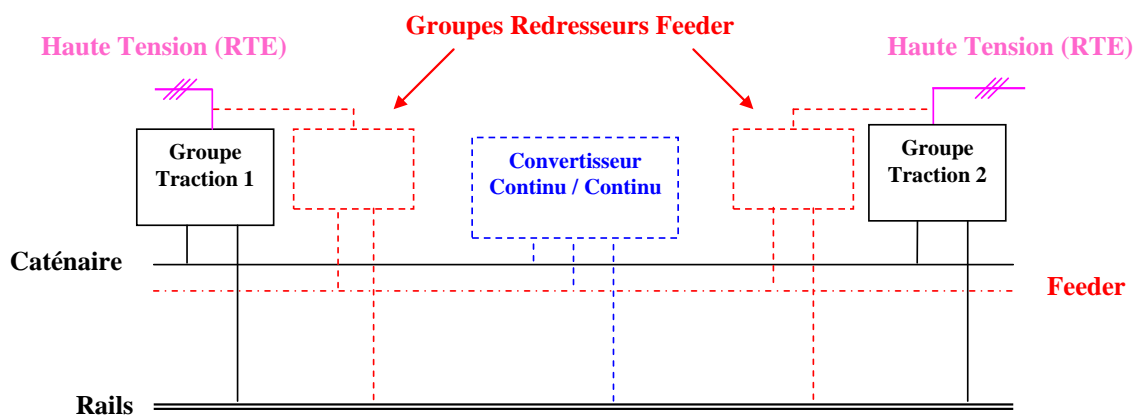


Figure I.8 – Principe du système 2x1,5 kV [19].

Deux topologies ont été considérées, l'une repose sur un feeder à polarité positive, alimenté sous 3 kV par rapport au rail, l'autre sur un feeder à polarité négative alimenté sous -1,5 kV par rapport au rail. Les Figure I.9 et I.10 présentent respectivement ces deux configurations, les convertisseurs rajoutés dans le circuit de traction sont colorés en rouge. Dans les deux cas, le convertisseur continu-continu fonctionne sous une tension de 3 kV, mais il est abaisseur de tension dans la topologie à feeder positif et élévateur de tension dans la topologie à feeder négatif.

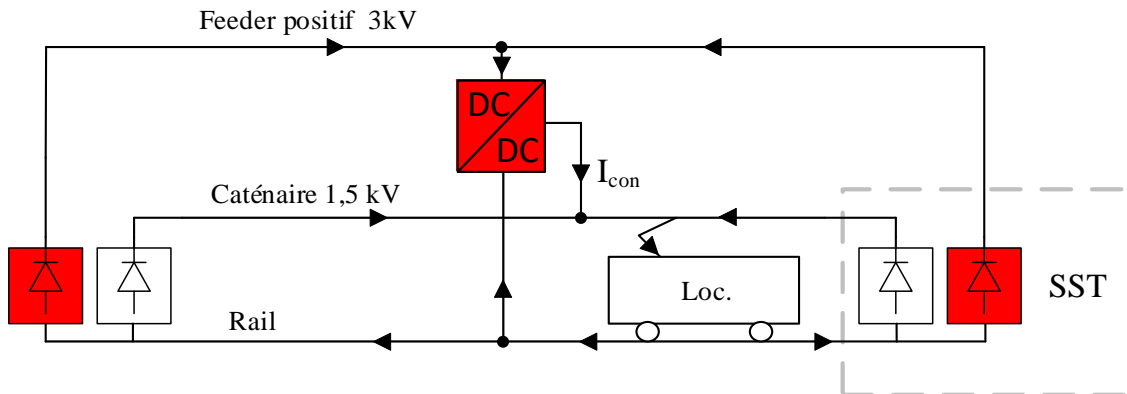


Figure I.9– Topologie avec feeder positif.

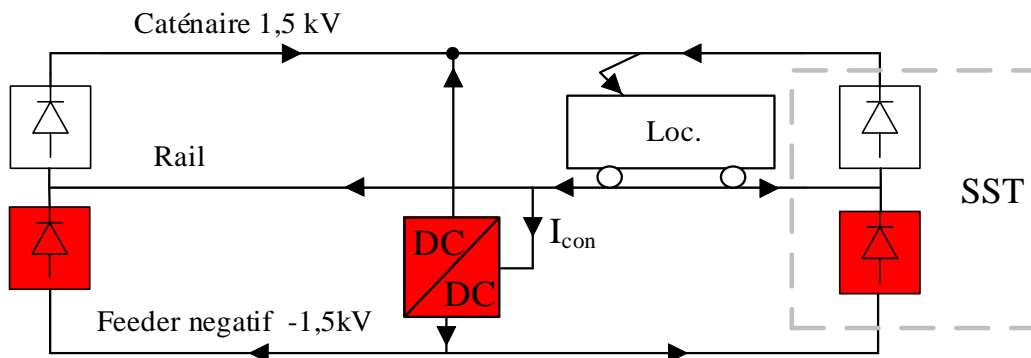


Figure I.10– Topologie avec feeder négatif.

Du point de vue de la répartition des courants, le comportement des deux topologies est totalement différent du fait que les résistances du feeder, de la caténaire et du rail ne sont pas du tout les mêmes (le feeder étant le conducteur le plus résistif et le rail le moins résistif). L'article [19], présente une étude comparative détaillée de ces deux solutions et montre que la topologie avec un feeder positif est la plus intéressante car elle contribue à une réduction du courant dans la caténaire, tandis que celle avec un feeder négatif amène à une réduction du courant dans le rail. Ainsi, pour un même profil de tension le long du secteur, la solution à feeder positif présente un rendement supérieur et nécessite un convertisseur continu-continu dont la puissance de dimensionnement est environ 30% plus faible.

En 2008, ce système a été validé sur la plateforme de test de la SNCF à Vitry sur Seine. Le convertisseur continu-continu, basé sur un hacheur multiniveau à cellules imbriquées,

d'une puissance de 800 kW, a été entièrement réalisé par le LAPLACE [19]. Il faut aussi mentionner que l'article [19] comporte une étude théorique appliquée au réseau ferroviaire Italien. La solution étudiée est donc un système 2 x 3000 V avec feeder à 6 kV.

Suite à ces travaux, la SNCF a envisagé d'implanter le système 2 x 1500 V sur certaines lignes de son réseau. Toutefois, par rapport à un renforcement classique avec ajout d'une sous-station intermédiaire, l'avantage économique ne s'est pas avéré suffisamment significatif. D'autre part des études complémentaires ont démontré que, d'un point de vue du rendement du circuit de traction, il était possible d'atteindre des performances plus intéressantes en augmentant la tension du feeder au-delà de 3 kV. Point sur lequel nous reviendrons au chapitre III de ce manuscrit.

I.2 Etat de l'art des chaînes de traction

I.2.1 Les chaînes de traction actuelles

De la fin du 19^{ème} siècle jusqu'aux années 70, c'est le moteur à courant continu à excitation série qui a systématiquement été utilisé. Le réglage de l'effort de traction des locomotives était alors assuré grâce à des combinaisons de rhéostats connectés en série avec l'induit et/ou en parallèle de l'inducteur. Un jeu de contacteurs électromécaniques permettait alors différents couplages électriques des moteurs de traction et de ces rhéostats.

Dans les années 70, l'introduction des thyristors de puissance a permis de se passer des circuits à rhéostats et de simplifier la chaîne de traction avec, selon le système d'électrification, l'utilisation de hacheurs ou de redresseurs pour alimenter les moteurs à courant continu. A partir du milieu des années 80, les composants à blocage commandé, d'abord le GTO puis l'IGBT, ont permis la réalisation d'onduleurs de tension dont les niveaux de tension et de puissance étaient compatibles avec la traction électrique ferroviaire. Les moteurs triphasés, asynchrone ou synchrone, ont alors supplanté les moteurs à collecteurs.

Depuis plus de dix ans, les chaînes de traction utilisent des modules IGBT pour la réalisation des convertisseurs. Pour les engins de traction circulants sous caténaire à courant continu, le circuit électrique de la chaîne de traction est très simple. Conformément à la Figure I.11, il se réduit à un filtre d'entrée et un onduleur triphasé qui fonctionnent directement sous la tension de la caténaire. Les modules IGBT utilisés ont des calibres en tension respectivement de 3,3 kV ou 6,5 kV selon que l'engin est prévu pour circuler sous caténaire 1,5 kV ou 3 kV. Pour les matériels circulants sous caténaire à courant alternatif, le circuit électrique de la chaîne de traction, présenté à la Figure I.12, comprend un transformateur abaisseur, un redresseur actif, des éléments de filtrage et l'onduleur de tension triphasé [20]. Il faut ici noter que le prélèvement de l'énergie électrique sur une

caténaire monophasée, nécessite sur le bus continu un filtrage de la puissance fluctuante. Celui-ci est très volumineux, notamment en 16,7 Hz. Le niveau de tension du bus continu est généralement de 3 kV ou de 1,5 kV, ce qui permet d'avoir un engin de traction dit « bi-courant » apte à circuler sous une tension caténaire alternative ou continu.

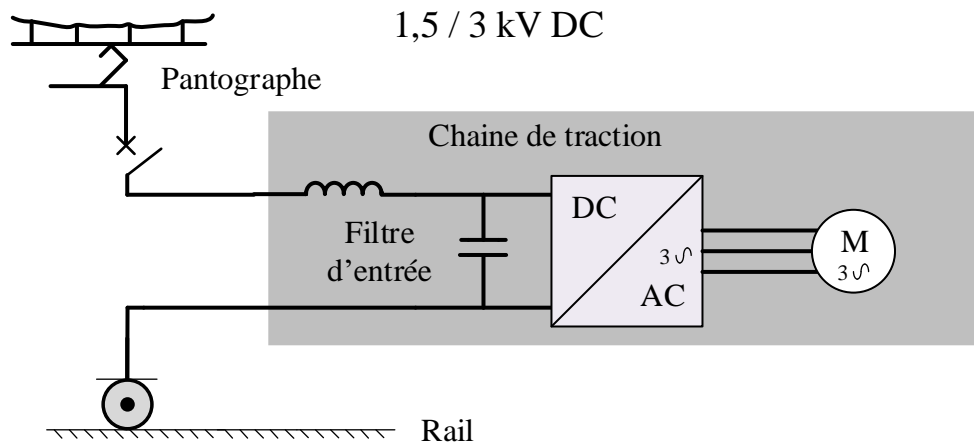


Figure I.11 – Chaîne de traction classique pour caténaire DC

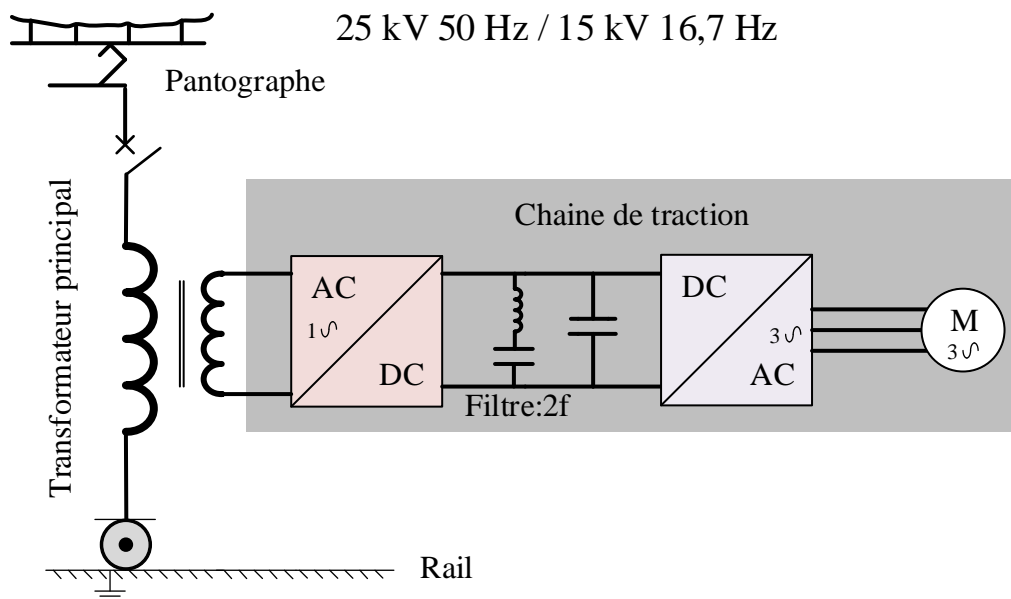


Figure I.12 – Chaîne de traction classique pour caténaire AC.

I.2.2 Perspectives d'évolution des chaînes de traction avec transformateur électronique

Afin de rivaliser avec les autres modes de transport, le rail se doit d'augmenter la vitesse des trains et d'améliorer le confort des passagers en optimisant l'espace à bord des trains. Pour les automotrices, utilisées dans les liaisons suburbaines ou intercités, la propulsion électrique répartie constitue la réponse adéquate pour atteindre ces objectifs [21]. Cela

implique par contre la réduction de la masse et du volume de la chaîne de traction ainsi que l'amélioration du rendement, de la puissance massique et de la fiabilité. Actuellement, le transformateur d'entrée, qui fonctionne à la fréquence de la tension caténaire, est l'élément critique de la chaîne de traction car l'amélioration de son rendement est contradictoire avec la réduction de sa masse et de son volume. Pour lever cette contradiction, le transformateur doit fonctionner à une fréquence élevée, donc différente de celle de la caténaire, ce qui implique l'utilisation d'un convertisseur électronique de puissance entre la caténaire et le transformateur. De par son principe, le transformateur électronique ne se réduit pas à la fonction d'adaptation de niveau de tension. Celui-ci intègre aussi la fonction de conversion alternatif-continu et remplace ainsi le transformateur conventionnel et le redresseur utilisés dans une chaîne de traction classique.

Compte tenu du niveau de tension de la caténaire, il est nécessaire d'utiliser une architecture multi-convertisseur qui comprend, généralement, N blocs identiques qui sont connectés en série côté haute tension et en parallèle côté bus continu, conformément à la Figure I.13. Le nombre N de blocs est directement fonction de la tension caténaire (15 kV ou 25 kV) et de la tenue en tension des semi-conducteurs utilisés. En entrée de ce convertisseur, une bobine de filtrage est indispensable afin de respecter les limites normatives sur les valeurs d'impédance d'entrée du matériel roulant et les amplitudes des harmoniques de courant absorbés à la caténaire. Dans une chaîne de traction classique, c'est l'inductance de fuite des bobinages du transformateur de traction qui joue ce rôle. Celle-ci n'apparaît donc pas dans le schéma de la Figure I.12.

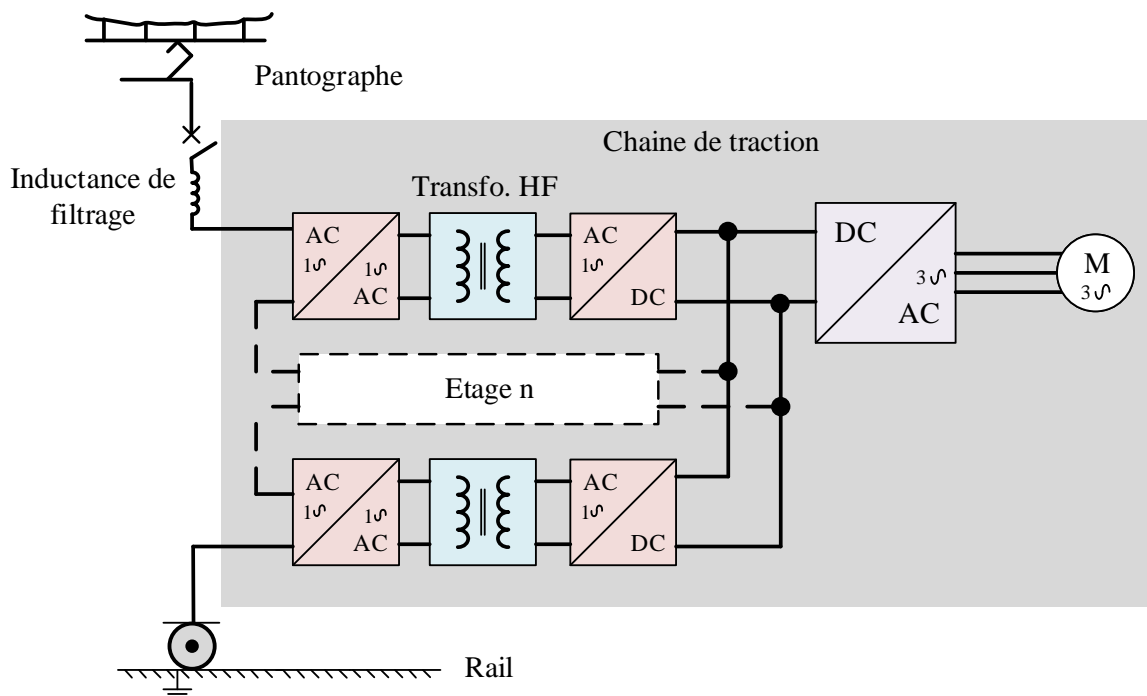


Figure I.13 - Schéma de la chaîne de traction 25 kV à transformateur électronique.

Le transformateur électronique fait appel à des technologies nouvelles dans le domaine de la traction ferroviaire et notamment des transformateurs « haute fréquence » (HF), des convertisseurs électroniques de puissance et une bobine de filtrage qui doivent tous avoir un isolement galvanique haute tension.

Bien que la topologie soit beaucoup plus complexe que l'ensemble classique « transformateur + redresseur actif », la disponibilité de la chaîne de traction peut être améliorée en intégrant un bloc redondant lors de la conception [22]. Ainsi en cas d'avarie sur un des N blocs, il n'y aura pas de perte de puissance et la chaîne de traction pourra poursuivre sa mission. A contrario, dans le cas d'une solution classique, tout défaut sur le redresseur d'entrée entraîne la mise hors service de la chaîne de traction.

Du point de vue des topologies de conversion considérées au cours de ces 15 dernières années, deux ont été plus particulièrement mises en avant. La première, présentée à la Figure I.14, est basée sur l'utilisation d'une structure directe (cycloconvertisseur) pour réaliser la conversion basse fréquence (BF) / haute fréquence (HF), [23], [24].

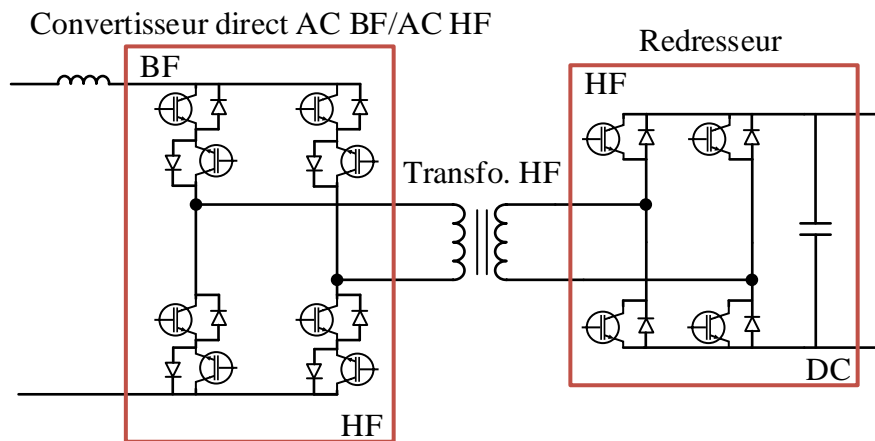


Figure I.14 - Schéma de principe d'un bloc élémentaire à convertisseur direct AC BF / AC / HF.

La seconde topologie est présentée à la Figure I.15, elle est basée sur un convertisseur indirect (redresseur actif + onduleur HF) avec un bus continu intermédiaire [25].

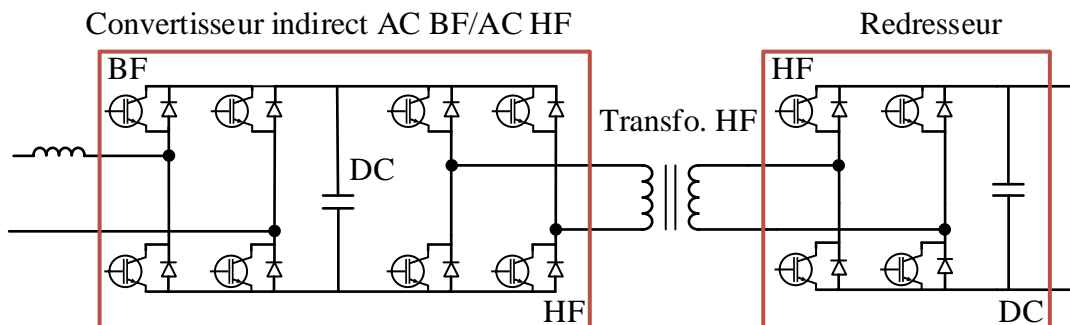


Figure I.15 - Schéma de principe d'un bloc élémentaire à convertisseur indirect AC BF / AC / HF.

Ce sont les matériels roulants sur les réseaux ferroviaires électrifiés en 15 kV/16,7 Hz qui sont très pénalisés par le volume conséquent des transformateurs de traction. Cela a donc favorisé le démarrage d'études dès le début des années 2000. Ainsi, les industriels du ferroviaire ABB [26], [27], ALSTOM [28], BOMBARDIER [29] et SIEMENS [30] ont étudié différentes architectures de conversion en considérant les caractéristiques des modules IGBT alors disponibles sur le marché. Ces études ont conduit à la réalisation de prototypes « au sol » dimensionnés pour des niveaux de puissance allant de quelques centaines de kW jusqu'au MW. Ainsi, par rapport à la fonction transformateur/redresseur (Figure I.12), les résultats des études ont permis de mettre en évidence d'une part, un gain en termes de masse et de volume de l'ordre de 50 % et d'autre part, une amélioration du rendement de l'ordre 2 à 4 %. En 2011, la société ABB a installé un prototype de transformateur électronique sur une locomotive [31]. Sa puissance nominale était de 1,2 MW et la fréquence de fonctionnement des transformateurs, placés dans une cuve à huile, était de 1,8 kHz. La structure, analogue à celle de la Figure I.13, comportait neuf blocs élémentaires, dont un redondant. L'étage de conversion AC BF/AC HF à convertisseur indirect avec bus DC à 3,6 kV utilisait des modules IGBT 6,5 kV.

Le transformateur électronique pour les réseaux ferroviaires électrifiés en 25kV/50 Hz est technologiquement plus complexe à réaliser car le niveau de la tension caténaire impose un nombre de blocs élémentaires plus élevé et des contraintes d'isolement plus importantes. D'autre part, pour obtenir un gain attractif en masse et volume par rapport à un transformateur fonctionnant à 50 Hz (au moins 20%), il faut que les transformateurs HF fonctionnent à une fréquence suffisamment élevée (au moins 5 kHz).

Sur la période 2008/2012, le projet CONCIGI-HT (Convertisseur alternatif-continu compact à isolement galvanique intégré haute tension), financé par l'Agence Nationale de la Recherche et associant les Laboratoires de recherche LAPLACE et SATIE à la société ALSTOM a permis d'explorer plusieurs solutions technologiques [32]. Du point de vue de l'électronique de puissance, le projet a permis le développement et la mise en œuvre de modules de puissance intégrant des semi-conducteurs au carbure de silicium (SiC) ayant une tenue en tension de 10 kV. Dans l'architecture de conversion considérée, par rapport à l'utilisation de semi-conducteurs au silicium (Si), cela a permis d'atteindre un rendement supérieur à 97% [33]. En parallèle à cela, une nouvelle technologie de transformateur à isolement sec répondant à la norme ferroviaire (60 kV) et fonctionnant à une fréquence de 5 kHz, a été proposée. Cet objectif a été atteint grâce à l'utilisation d'un circuit magnétique en matériau nanocristallin, d'une technologie de bobinage minimisant l'effet de peau dans les conducteurs (fil de Litz) et le choix d'une résine époxy adéquat pour garantir le bon niveau d'isolement galvanique. Un dispositif de refroidissement des semi-conducteurs et du transformateur garantissant un isolement galvanique à 60 kV a été aussi étudié.

De nos jours, il n'y a pas de matériel roulant en service utilisant un transformateur électronique au sein de la chaîne de traction. Au-delà du coût qui reste encore trop élevé, il faut attendre que les technologies que nous venons d'évoquer dans le paragraphe précédent soient à maturité industrielle. Ainsi des études théoriques d'optimisation du rendement, de la masse et du volume du transformateur électronique ont été conduites à l'institut SUPERGRID [34]. Celles-ci considèrent notamment les caractéristiques des nouveaux modules de puissance à base de MOSFET SiC haute tension (3,3 kV et 6,5 kV) qui commencent à être commercialisés.

Dans les années à venir, plusieurs facteurs vont certainement contribuer au développement du transformateur électronique en traction. Ainsi, la recherche d'une meilleure efficacité énergétique du matériel roulant est devenue une préoccupation majeure. Or des études sur simulateur ont montré que le transformateur électronique, grâce à son excellent rendement, permettait une économie de plusieurs centaines de kWh sur un seul parcours [22]. D'autre part, les perspectives d'application vont aujourd'hui au-delà de la traction ferroviaire et concernent notamment les futurs réseaux de distribution d'énergie électrique que ce soit en courant continu ou en courant alternatif.

I.3 Conclusion

Ce chapitre avait pour premier objectif de dresser un état de l'art des systèmes d'électrification ferroviaires en Europe. Nous avons évoqué les raisons technologiques qui au cours de la première moitié du 20^{ème} siècle ont conduit à la situation actuelle. Nous avons notamment constaté que l'apparition d'un nouveau système d'électrification a été lié aux perspectives d'évolutions du trafic, aux contraintes économiques et aux technologies disponibles pour réaliser la chaîne de traction. Nous avons ensuite présenté un bilan comparatif de ces systèmes d'électrification. Le système utilisant le courant continu est aujourd'hui pénalisé par son relativement faible niveau de tension alors que les systèmes d'électrification en courant alternatif ont une caténaire plus légère et nécessitent moins de sous-stations. En revanche, pour ces derniers, l'alimentation en énergie électrique de l'infrastructure et les engins de traction sont plus complexes.

La deuxième partie de ce chapitre a été consacrée à la chaîne de traction embarquée à bord de l'engin. Nous avons d'abord présenté les schémas de principe des chaînes de traction actuelles opérant sous caténaire DC et AC. Celles-ci utilisent des convertisseurs à base d'IGBT au silicium, mais la récente disponibilité de modules MOSFET au carbure de silicium dans des calibres 1,7 kV et 3,3 kV [35] va permettre d'accroître les rendements et de réduire les volumes des refroidisseurs [36]. Toujours, dans ce deuxième chapitre, nous avons ensuite présenté une étude bibliographique sur les travaux qui ont été conduits depuis une dizaine d'année sur le transformateur électronique pour la traction ferroviaire. Nous avons constaté que la topologie utilisant plusieurs blocs élémentaires dont les entrées sont connectées en série et les sorties en parallèle, est préférée à celle utilisant un transformateur

multi enroulement car, de par sa modularité, elle facilite l'isolement d'un bloc en défaut et permet une continuité de service. En outre, parmi les structures possibles, celles qui intègrent un étage de conversion AC BF/AC HF indirect sont plus faciles à mettre en œuvre et à contrôler et ont donc fait l'objet des réalisations les plus avancées.

Actuellement, les laboratoires de recherche, les producteurs d'énergie électrique, et les fabricants de matériel électrique envisagent l'utilisation du courant continu dans les réseaux de distribution d'énergie électrique. En effet, les sources d'énergie renouvelables et les dispositifs de stockage associés sont plus simples à intégrer sur un réseau à courant continu et les récentes tendances en matière de consommation d'énergie électriques indiquent une part croissante du courant continu (véhicule électrique, stockage, éclairage, appareils électroménagers et multimédia, etc...). Ainsi, des nouveaux concepts, concernant le développement de « clusters » électrifiées en courant continu moyenne tension [37], [38], commencent à émerger. Cela constitue une évolution majeure dans la façon de concevoir la production, la distribution [39] et la consommation de l'énergie électrique [40], [41].

Un même concept peut être envisageable pour une électrification ferroviaire et il est évident qu'une électrification en courant continu avec une tension plus élevée combine les aspects favorables des électrifications existantes que nous avons évoqués dans ce chapitre. En effet, le courant continu amène à un système de traction plus simple à mettre en œuvre. Celui-ci bénéficie de l'absence de chute de tension inductive, de l'absence de la puissance réactive, de l'absence de déséquilibre de tensions et de la simplification de la chaîne de traction. La tension élevée permet d'utiliser une caténaire légère et un nombre de sous-station réduit. À terme, un système d'électrification MVDC pourrait donc constituer, à grande échelle, la colonne vertébrale d'un réseau de collecte et de distribution d'énergie électrique intégrant des sources renouvelables et des éléments de stockage. Les points de raccordement au réseau public triphasé étant les sous-stations.

Face à tous ces constats, il nous a donc paru logique d'étudier une électrification en courant continu moyenne tension (MVDC) pour les lignes ferroviaires.

Référence bibliographique - CHAPITRE I

- [1] Y. Oura, Y. Mochinaga, et H. Nagasawa, « Railway Electric Power Feeding Systems », p. 11, 1998.
- [2] Kiessling, Puschmann, Schmieder, et Schneider, *Contact Lines for Electric Railways*, Third edition.
- [3] A. Steimel, « Electric railway traction in Europe », *IEEE Ind. Appl. Mag.*, vol. 2, n° 6, p. 6-17, nov. 1996.
- [4] British Transport Commission, « The system of eletrification for British Railways ». .
- [5] H. Kurz, « Rolling across Europe's vanishing frontiers [electric railway technology] », *IEEE Spectr.*, vol. 36, n° 2, p. 44-49, févr. 1999.
- [6] M. Aeberhard, C. Courtois, et P. Ladoux, « Railway traction power supply from the state of the art to future trends », in *SPEEDAM 2010*, 2010, p. 1350-1355.
- [7] C. Courtois et J. Coumel, *Traction électrique ferroviaire - Dynamique ferroviaire et sous-stations*. 2009.
- [8] D. Weiss, M. Vasiladiotis, C. Banceanu, N. Drack, B. Odegard, et A. Grondona, « IGCT based Modular Multilevel Converter for an AC-AC Rail Power Supply », in *PCIM Europe 2017; International Exhibition and Conference for Power Electronics, Intelligent Motion, Renewable Energy and Energy Management*, 2017, p. 1-8.
- [9] R. J. Hill, « Electric railway traction. Part 3. Traction power supplies », *Power Eng. J.*, vol. 8, n° 6, p. 275-286, déc. 1994.
- [10] R. J. Hill, « Electric railway traction. Part 6: Electromagnetic compatibility disturbance - sources and equipment susceptibility », *Power Eng. J.*, vol. 11, n° 1, p. 31-39, févr. 1997.
- [11] R. J. Hill, « Electric railway traction. Part 7: Electromagnetic interference in traction systems », *Power Eng. J.*, vol. 11, n° 6, p. 259-266, déc. 1997.
- [12] P. Ladoux, J. Fabre, et H. Caron, « Power Quality Improvement in ac Railway Substations: The concept of chopper-controlled impedance. », *IEEE Electrification Mag.*, vol. 2, n° 3, p. 6-15, sept. 2014.
- [13] L. A. Lowinsky, « Nouvelle topologie de Compensateur de Puissance Réactive pour les Réseaux Ferrés 25 kV / 50 Hz », thesis, Toulouse, INPT, 2010.
- [14] B. Bhargava, « Benefits of a low frequency, low voltage railway electrification system », in *Proceedings of the 1996 ASME/IEEE Joint Railroad Conference*, 1996, p. 177-184.
- [15] H. Hayashiya *et al.*, « Review of regenerative energy utilization in traction power supply system in Japan: Applications of energy storage systems in d.c. traction power supply system », in *IECON 2017 - 43rd Annual Conference of the IEEE Industrial Electronics Society*, 2017, p. 3918-3923.
- [16] A. Okui, S. Hase, H. Shigeeda, T. Konishi, et T. Yoshi, « Application of energy storage system for railway transportation in Japan », in *The 2010 International Power Electronics Conference - ECCE ASIA -*, 2010, p. 3117-3123.

- [17] A. Clerici, E. Tironi, et F. Castelli-Dezza, « Multiport Converters and ESS on 3-kV DC Railway Lines: Case Study for Braking Energy Savings », *IEEE Trans. Ind. Appl.*, vol. 54, n° 3, p. 2740-2750, mai 2018.
- [18] P. Ladoux, F. Alvarez, H. Caron, G. Josse, et J. Perret, « Une nouvelle structure d'alimentation des caténaires 1 500 V : Le système 2 x 1500 V », *Rev. Générale Chemins Fer*, vol. 21, p. 21-31, 2006.
- [19] P. Ladoux, J. M. Blaquiere, H. Caron, D. Iannuzzi, et M. Coppola, « New three-wire supply systems for DC electric railways », *IET Electr. Syst. Transp.*, vol. 5, n° 3, p. 112-119, 2015.
- [20] J. Martin, « Caractérisation en commutation douce d'IGBT 6,5 kV pour l'application transformateur moyenne fréquence en traction ferroviaire », thesis, Toulouse, INPT, 2010.
- [21] D. Ronanki, S. A. Singh, et S. S. Williamson, « Comprehensive Topological Overview of Rolling Stock Architectures and Recent Trends in Electric Railway Traction Systems », *IEEE Trans. Transp. Electrification*, vol. 3, n° 3, p. 724-738, sept. 2017.
- [22] J. Casarin, « Caractérisation et mise en oeuvre de composants Sic Haute Tension pour l'application transformateur moyenne fréquence en traction ferroviaire. », phd, 2012.
- [23] M. F. Iturriz, « Convertisseurs de forte puissance en commutation douce : association de structures "tout-silicium" à mécanismes de commutation duaux », thesis, Toulouse, INPT, 1998.
- [24] F. Iturriz et P. Ladoux, « Phase-controlled multilevel converters based on dual structure associations », *IEEE Trans. Power Electron.*, vol. 15, n° 1, p. 92-102, janv. 2000.
- [25] H. Foch, P. Ladoux, et H. Piquet, « Association de convertisseurs assurant une liaison énergétique », *Ref: TIP301WEB - « Conversion de l'énergie électrique »*, 10-nov-2010. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.techniques-ingenieur.fr/base-documentaire/energies-th4/convertisseurs-electriques-et-applications-42253210/association-de-convertisseurs-assurant-une-liaison-energetique-d3178/>. [Consulté le: 28-juin-2019].
- [26] N. Hugo, P. Stefanutti, M. Pellerin, et A. Akdag, « Power electronics traction transformer », in *2007 European Conference on Power Electronics and Applications*, 2007, p. 1-10.
- [27] D. Dujic, A. Mester, T. Chaudhuri, A. Coccia, F. Canales, et J. K. Steinke, « Laboratory scale prototype of a power electronic transformer for traction applications », in *Proceedings of the 2011 14th European Conference on Power Electronics and Applications*, 2011, p. 1-10.
- [28] B. Engel, M. Victor, G. Bachmann, et A. Falk, « 15 kV/16.7 Hz energy supply system with medium frequency transformer and 6.5 kV IGBTs in resonant operation », in *European Conference on Power Electronics and Applications (EPE)*, Toulouse, 2003.
- [29] M. Steiner et H. Reinold, « Medium frequency topology in railway applications », in *2007 European Conference on Power Electronics and Applications*, 2007, p. 1-10.
- [30] M. Glinka et R. Marquardt, « A new AC/AC multilevel converter family », *IEEE Trans. Ind. Electron.*, vol. 52, n° 3, p. 662-669, juin 2005.

- [31] M. Claessens, D. Dujic, F. Canales, J. K. Steinke, P. Stefanutti, et C. Vetterli, « PETiT, mais puissant - ABB teste actuellement un nouveau transformateur de traction M. Claessens, D. Dujic, F. Canales, J. K. Steinke, P. Stefanutti, C. Vetterli », *Rev. ABB*, janv. 2012.
- [32] P. Ladoux, B. Chauchat, et F. Costa, « Convertisseur alternatif-continu compact à isolement galvanique intégré haute tension », *Carrefour PREDIT 4 Programme Rech. D'innovation Dans Transp. Terr. Livre Proj.*, oct. 2013.
- [33] J. Casarin, P. Ladoux, et P. Lasserre, « 10kV SiC MOSFETs versus 6.5kV Si-IGBTs for medium frequency transformer application in railway traction », in *2015 International Conference on Electrical Systems for Aircraft, Railway, Ship Propulsion and Road Vehicles (ESARS)*, 2015, p. 1-6.
- [34] C. Stackler, F. Morel, P. Ladoux, A. Fouineau, F. Wallart, et N. Evans, « Optimal sizing of a power electronic traction transformer for railway applications », in *IECON 2018 - 44th Annual Conference of the IEEE Industrial Electronics Society*, 2018, p. 1380-1387.
- [35] T. Sakaguchi, M. Aketa, T. Nakamura, M. Nakanishi, et M. Rahimo, « Characterization of 3.3 kV and 6.5 kV SiC MOSFETs », in *PCIM Europe 2017; International Exhibition and Conference for Power Electronics, Intelligent Motion, Renewable Energy and Energy Management*, 2017, p. 1-5.
- [36] G. Wang, F. Wang, G. Magai, Y. Lei, A. Huang, et M. Das, « Performance comparison of 1200V 100A SiC MOSFET and 1200V 100A silicon IGBT », in *2013 IEEE Energy Conversion Congress and Exposition*, 2013, p. 3230-3234.
- [37] R. W. D. Doncker, « Power electronic technologies for flexible DC distribution grids », in *2014 International Power Electronics Conference (IPEC-Hiroshima 2014 - ECCE ASIA)*, 2014, p. 736-743.
- [38] M. Stieneker et R. W. D. Doncker, « Medium-voltage DC distribution grids in urban areas », in *2016 IEEE 7th International Symposium on Power Electronics for Distributed Generation Systems (PEDG)*, 2016, p. 1-7.
- [39] J. K. Steinke, P. Maibach, G. Ortiz, F. Canales, et P. Steimer, « MVDC applications and technology », in *PCIM Europe 2019; International Exhibition and Conference for Power Electronics, Intelligent Motion, Renewable Energy and Energy Management*.
- [40] G. F. Reed, B. M. Grainger, A. R. Sparacino, et Z. Mao, « Ship to Grid: Medium-Voltage DC Concepts in Theory and Practice », *IEEE Power Energy Mag.*, vol. 10, n° 6, p. 70-79, nov. 2012.
- [41] A. R. Sparacino, B. M. Grainger, R. J. Kerestes, et G. F. Reed, « Design and simulation of a DC electric vehicle charging station connected to a MVDC infrastructure », in *2012 IEEE Energy Conversion Congress and Exposition (ECCE)*, 2012, p. 1168-1175.

CHAPITRE II

Nouvelle électrification
ferroviaire en courant continu
moyenne tension

II.1 Introduction

Le chapitre précédent a mis en évidence les avantages et les inconvénients des principales électrifications des chemins de fer européens. Nous avons pu constater, que le courant continu conduit à une infrastructure ferroviaire et à une chaîne de conversion embarquée structurellement plus simples. En revanche, les électrifications en courant alternatif, grâce aux niveaux de tension plus élevés, sont capables de fournir des puissances plus importantes, ce qui amène à des infrastructures avec des caténaires plus légères et des sous-stations plus espacées. Le chapitre précédent a mis en évidence aussi, les progrès technologiques faits par l'électronique de puissance au cours des vingt dernières années pour les systèmes électriques embarqués. Face à ce constat, il nous a donc paru intéressant d'étudier une électrification en courant continu moyenne tension (MVDC) pour les lignes ferroviaires.

A notre connaissance, hormis les auteurs des articles [1] et [2], personne n'a poursuivi l'idée concernant une électrification ferroviaire en MVDC. De plus, seulement l'auteur de l'article [1] propose un système électrifié à une tension nominale de 24 kV DC. Il montre les potentialités d'une ligne électrifiée en MVDC, entre Madrid et Barcelone en la comparant à la ligne existante électrifiée à 2x25 kV AC. Toutefois, l'étude n'explique pas sur quelle base a été choisie ce niveau de tension. En effet, il annonce une électrification de la ligne avec des sous-stations espacées de 120km sans considérer des problématiques liées à la température de la caténaire et la tension rail-sol. Jusqu'à présent, il n'y a pas eu d'étude scientifique complète sur cette thématique, notamment sur le choix d'un niveau de tension. Dans notre étude, afin de garantir une certaine grille de trafic, nous avons considéré le dimensionnement d'un système ferroviaire en termes de section de la caténaire et d'espacement entre les sous-stations.

Ce chapitre met alors en évidence l'intérêt d'une électrification en courant continu moyenne tension pour la traction ferroviaire. Il se décomposera en quatre parties principales. Premièrement, nous proposons un ensemble de plages de tension possibles et dont les valeurs caractéristiques sont identifiées à partir de règles de proportionnalité qui font référence à la norme européenne EN 50163. Par la suite, nous détaillons une méthodologie permettant d'évaluer, pour chaque plage de tension considérée, la capacité du système d'électrification à assurer une grille de trafic.

Dans un deuxième temps, nous prendrons en compte les contraintes qui limitent la réduction de la section de la caténaire et l'augmentation de la distance entre les sous-stations. Ainsi, sur la base d'une grille de trafic donnée, l'étude tient compte des contraintes de la tension au pantographe, d'échauffement de la caténaire et de la tension rail-sol. Les modèles électrique et thermique et du courant vagabond sont détaillés puis intégrés dans un algorithme de calcul de la section caténaire en fonction de la distance entre les sous-stations. Les résultats sont présentés pour deux marches type des trains et pour différents niveaux de tension de la caténaire.

Afin de vérifier la pertinence d'une électrification MVDC, nous la comparons avec une électrification 25 kV AC déjà existante. On considère comme cas d'étude la ligne LGV Paris-Strasbourg électrifiée à 2 x 25 kV AC avec sa grille de trafic réelle. Les éléments électriques qui composent l'infrastructure sont modifiés en conséquence.

II.2 Description de la méthode employée pour l'étude de performance pour un réseau ferroviaire électrifiée en MVDC

II.2.1 Approche du problème

L'étude d'un circuit de traction électrique n'est pas un problème facile. Les charges varient dans le temps et dans l'espace et le réseau réel peut être très étendu et comporter plusieurs branches. La mise en équation du circuit électrique et la résolution du système associé peuvent rapidement devenir complexe. Ainsi, il a fallu borner le problème en fixant le cahier des charges et l'infrastructure de la ligne considérée. Pour notre étude, nous avons considéré une configuration classique de l'infrastructure ferroviaire et une grille de trafic des trains avec un cadencement constant. Les plages de tension étant préalablement définies, nous avons dû déterminer les paramètres à faire varier afin de garantir la performance des trains tout en respectant les plages de tension. Ainsi, pour chaque plage de tension, nous avons considéré le volume de cuivre de la caténaire et l'écartement des sous-stations. Nous avons développé un outil de calcul facile à utiliser et qui nous permet de comparer un système d'électrification en MVDC (de 4,5 kV à 12 kV) avec les solutions existantes en 1,5 kV ou 3 kV.

II.2.2 Plages de tension proposées

Pour effectuer l'analyse théorique d'un nouveau système d'électrification en courant continu, nous avons proposé d'abord des plages de tensions, présentées dans le Tableau II.1. Celui-ci indique les valeurs des tensions nominale, minimale, maximale sur la caténaire ainsi que la tension à vide des sous-stations. Nous avons tout d'abord fixé les valeurs des tensions nominales de la caténaire en partant de 3 kV (tension la plus élevée utilisée actuellement) jusqu'à 12 kV avec un pas de 1,5 kV. Ensuite, nous avons calculé les autres tensions en utilisant la même règle de proportionnalité, equ. (II.1), (II.2) et (II.3) que la norme Européenne EN 50163 pour les systèmes électrifiés en 3 kV et 1,5 kV.

$$V_{n_min} = V_{n_nom} - \left(\frac{V_{n_nom}}{1500} \cdot \Delta V_{\min_1,5kV} \right) ; \quad (II.1)$$

$$V_{n_max} = V_{n_nom} + \left(\frac{V_{n_nom}}{1500} \cdot \Delta V_{\max_1,5kV} \right) ; \quad (II.2)$$

$$E_{n_sous-station} = V_{n_nom} + \left(\frac{V_{n_nom}}{1500} \cdot \Delta V_{sous-station_1,5kV} \right) ; \quad (II.3)$$

Sachant que d'après la norme EN 50163 pour une électrification en 1500 V :

$$\Delta V_{min_1,5kV} = 500 \text{ V} ; \quad \Delta V_{max_1,5kV} = 300 \text{ V} ; \quad \Delta V_{sous-station_1,5kV} = 250 \text{ V} ;$$

Tension nominale, V_{n_nom} , (kV)	Tension minimale, V_{n_min} , (kV)	Tension maximale, V_{n_max} , (kV)	Tension à vide sous-station, $E_{n_sous-station}$, (kV)	$V_{n_nom} / E_{n_sous-station}$
1,5	1,0	1,8	1,75	0,85
3,0	2,0	3,6	3,5	0,85
4,5	3,0	5,4	5,25	0,85
6,0	4,0	7,2	7,0	0,85
7,5	5,0	9,0	8,75	0,85
9,0	6,0	10,8	10,5	0,85
10,5	7,0	12,6	12,25	0,85
12	8,0	14,4	14,0	0,85

Tableau II.1 - Plages de tensions considérées pour l'étude.

II.2.3 Infrastructure ferroviaire et marche type des trains considérés

Les circuits de traction électrique se différencient principalement en fonction des éléments qui les composent, du type de service accompli (ligne régionale ou à grande vitesse) et de la densité de trafic. Pour notre étude, conformément à la Figure II.1, nous avons considéré une ligne à double voie avec un poste de mise en parallèle (PMP) placé entre les deux sous stations car cette infrastructure est communément rencontrée sur un réseau ferroviaire électrifié en courant continu.

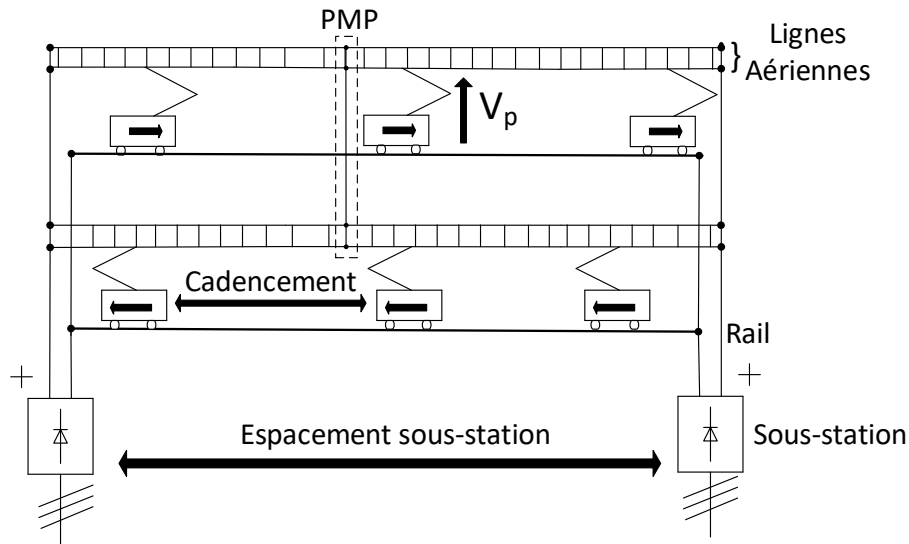


Figure II.1 – Ligne à double voie avec un PMP au milieu.

Toutes les lignes à double voie comportent des postes de mise en parallèle. Les PMP permettent de mieux partager les courants circulant dans les caténaires des deux voies. Par conséquent, les chutes de tension sont réduites. Ceci conduit à une augmentation de la puissance transmissible pour l'ensemble des lignes aériennes. Cependant, nous n'avons considéré qu'un seul PMP entre deux sous-stations parce que l'augmentation de puissance transmissible pour le biais de l'installation d'un PMP supplémentaire est négligeable. En effet, la mise en place de plusieurs PMP entre deux sous-stations permet surtout d'améliorer la continuité du service de transport lorsqu'une partie de la caténaire est en défaut. Le Tableau II.2 indique les paramètres électriques de l'infrastructure qui seront utilisés pour toute l'étude.

R_o [(Ω/m).m ²]	λ [(Ω/kg).m]	Type de rail [kg/m]
1.88 ^e -8	0.9 ^e -3	60

Tableau II.2 Paramètres du rail et de la caténaire.

Les acronymes utilisés sont :

r_o : Résistivité du matériau constituant la caténaire ;

λ : Résistivité massique du rail;

Il faut préciser que la caténaire est considérée comme un conducteur homogène présentant une section équivalente à l'ensemble feeder, porteur et fil de contact. De même, les deux rails en parallèle sont considérés comme un conducteur unique.

Pour une infrastructure donnée, il peut bien entendu y avoir différents trafics. Toutefois, dans un souci de simplification, nous n'avons considéré qu'une seule marche type des trains conformément à la Figure II.2. Les trains circulent tous à vitesse constante et leur

CHAPITRE II

cadencement est de 5 minutes dans un sens et de 5 minutes et 30 secondes dans l'autre sens. Le décalage de cadencement fait que les trains ne se croisent pas toujours aux mêmes points kilométriques (Pk). Ainsi, le circuit électrique a plusieurs configurations. Les trains sont considérés comme roulant à puissance constante. Ce type de cahier des charges s'avère être des plus contraignant pour le dimensionnement d'une infrastructure ferroviaire.

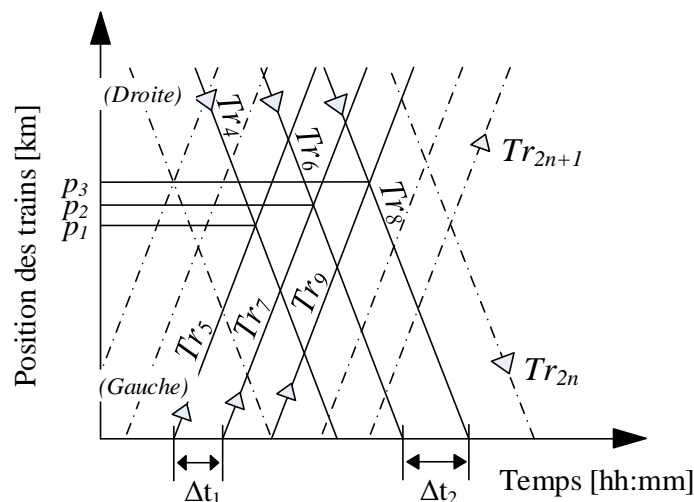


Figure II.2 – Marche type considérée.

L'infrastructure de la Figure II.1 sera déterminée selon deux services de transport différents. Un service de type « ligne régionale classique » et un service de type « ligne à grande vitesse ». Les caractéristiques des trains considérés sont indiquées dans les Figure II.3 et Figure II.4.

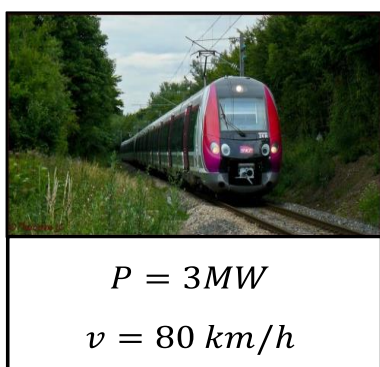


Figure II.3 – Ligne classique.

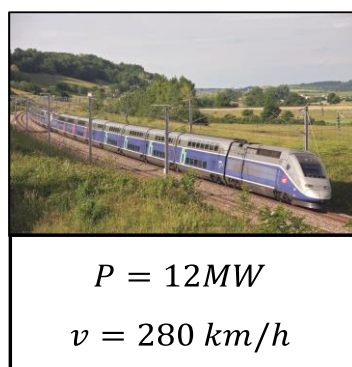


Figure II.4 – Ligne à Grande Vitesse.

II.3 Mise en équation et modélisation électrique du circuit de traction

II.3.1 Méthode nodale

La connaissance de l'état du système électrique permet de vérifier si les plans de tension respectent le bilan énergétique imposé pour les puissances injectées et absorbées aux nœuds du réseau. La mise en équations mathématiques qui décrit l'équilibre des puissances du système électrique s'appelle : *méthode nodale*. Toutefois la résolution du problème mathématique avec des résultats précis est entravée, la plupart du temps, par la complexité du calcul et la non-linéarité des équations. Ceci a amené à l'introduction de différentes méthodes de linéarisation et de résolution à partir des années 70 [3], grâce à une plus grande disponibilité de puissance de calcul. Au fur et à mesure que la complexité des systèmes électriques augmentait, les méthodes proposées sont devenues de plus en plus nombreuses et très variées en fonction du type de problème [4], [5]. Aujourd'hui, cette méthode est surtout utilisée dans l'exploitation en temps réel des réseaux électriques. Elle est utilisée, notamment, pour l'analyse de l'état du système électrique en cas de coupure programmée d'une partie du réseau.

II.3.2 Modèle électrique

Dans notre cas la formulation du problème en utilisant la méthode nodale a été adaptée pour un réseau ferroviaire électrifié en DC. La définition de tous les éléments qui composent le circuit électrique est la première étape pour écrire un modèle mathématique fiable et robuste.

Les phénomènes dynamiques étant négligés, le problème est donc de type statique. Nous pouvons identifier simplement les différents constituants :

- Les générateurs de tension (Sous-stations)

Ils sont modélisés par une source de tension idéale (E_{source}) avec une résistance (R_{int}). Nous avons choisi R_{int} égale à 25 mΩ. Cette valeur de résistance dépend de la puissance de court-circuit du réseau électrique en amont de la sous station et de l'impédance interne du transformateur. Etant donné qu'il était difficile de connaître au préalable le réseau auquel la ligne ferroviaire sera connectée et les caractéristiques des sous-stations, nous avons considéré la valeur de R_{int} minimale.

- Les charges (les trains)

Les trains ont été considérés comme circulant à puissance et à vitesse constante, donc aucune phase de récupération d'énergie n'est à considérer. Ils sont modélisés par un générateur de courant idéal.

- La caténaire et les rails

La caténaire et les rails seront modélisés comme une résistance invariante avec la température.

La Figure II.5 représente le schéma d'une ligne à double voie. Nous avons fait une distinction entre les nœuds du réseau en fonction de leurs conditions aux limites. Il y aura des nœuds qui représentent les connexions des sous-stations à la caténaire (N_{si}), equ. (II.5), les nœuds qui représentent les connexions des trains à la ligne (N_{ti}), equ. (II.6), et les nœuds qui représentent les postes de mises en parallèle des caténaires (PMP) (N_{gi}), equ. (II.7). Les connexions N_t sont des nœuds « mobiles » en fonction de la position des trains. Les équations de ce circuit électrique seront écrites et traitées dans le logiciel MATLAB®.

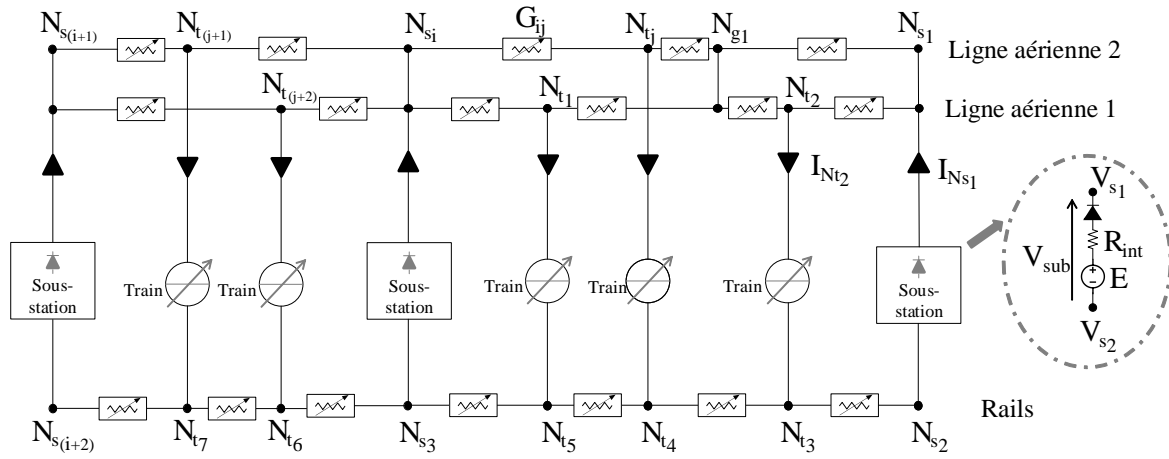


Figure II.5 – Infrastructure double ligne avec des mises en parallèle.

En appliquant la méthode *nodale* aux nœuds du réseau, nous pouvons facilement établir le système d'équations (II.4) écrit sous forme matricielle. La matrice A est appelée matrice des conductances, le vecteur des I_n est appelé vecteur des courant injectées, enfin, le vecteur des V_n est appelé vecteur des tensions nodales. Les conditions aux limites, equ. (II.5), equ. (II.6) et equ. (II.7), permettent d'établir les courants aux différents nœuds. Dans equ. (II.6) les tensions V_{loc} sont calculées par la différence des potentiels des nœuds où se trouvent les trains.

$$\begin{bmatrix} I_1 \\ \vdots \\ I_n \\ \vdots \\ I_N \end{bmatrix}_k = \begin{bmatrix} A_{11} & \cdots & A_{1,j} & \cdots & A_{1,N} \\ \vdots & \ddots & & & \vdots \\ A_{i,1} & & A_{i,j} & & A_{i,N} \\ \vdots & & & \ddots & \vdots \\ A_{N,1} & \cdots & A_{N,1} & \cdots & A_{N,N} \end{bmatrix}_k * \begin{bmatrix} V_1 \\ \vdots \\ V_n \\ \vdots \\ V_N \end{bmatrix}_k ; \quad (II.4)$$

$$A_{i,j|i \neq j} = -G_{i,j}; \quad A_{i,j|i=j} = \sum_{j=1}^N G_{i,j};$$

$$I_{N_{sub}} = \frac{V_{sub} - E_{source}}{R_{int}}; \quad (II.5) \quad I_{N_{train}} = \frac{P_{loc}}{V_{loc}}; \quad (II.6) \quad I_{N_{grid}} = 0; \quad (II.7)$$

Contrairement au réseau de transport d'énergie électrique dont la topologie est fixe, dans le cas ferroviaire la position des nœuds change continuellement. Ainsi la matrice $[A]$ s'avère être symétrique avec une dimension $(N \times N)$ à chaque configuration k_i du système ferroviaire, conformément à la Figure II.6. L'évolution de la matrice $[A]$ dépendra nombre de trains entre les sous-stations à un instant donné.

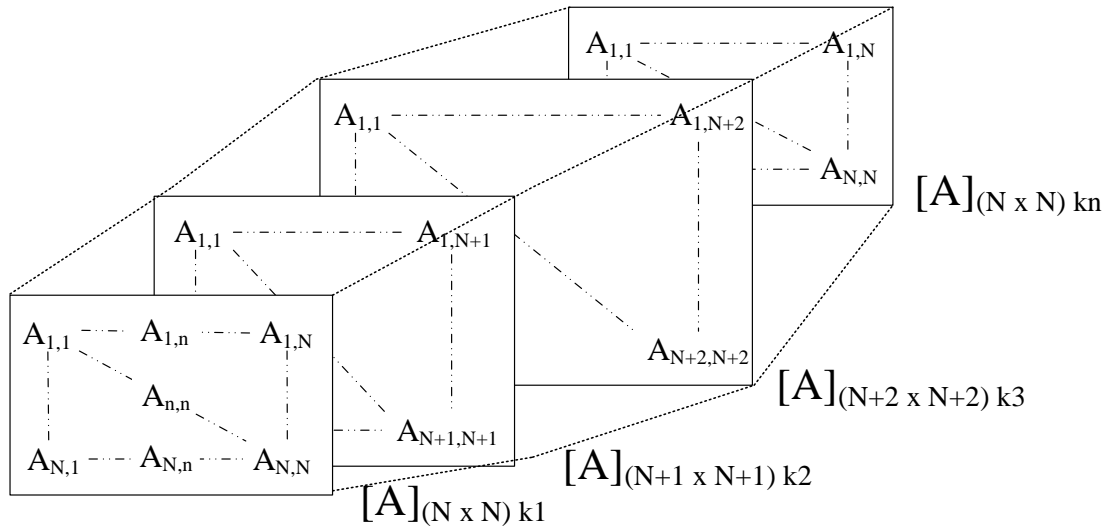


Figure II.6 – Matrice des conductances $[A]$, où N est égal à $N_t + N_g + N_s$. N_t est variable en fonction de la circulation des trains.

II.4 Analyse des problématiques liées à l'échauffement de la caténaire et prise en compte de la contrainte thermique

Une ligne aérienne est dimensionnée en fonction de l'intensité du courant dans ses conducteurs. Ceux-ci s'échauffent principalement par effet Joule et se refroidissent par convection. Dans cette partie, nous allons examiner le problème thermique au niveau de la caténaire. Il s'agit de prendre en compte les contraintes apportées à la caténaire à cause de l'échauffement.

II.4.1 Risque liés à l'échauffement de la caténaire

Une caténaire doit avoir une température de fonctionnement en toutes circonstances inférieure à une valeur limite au-delà de laquelle un échauffement excessif peut affecter ses propriétés électriques et mécaniques. Ainsi, la fatigue thermique des différents éléments de la caténaire (connexions, fils de contact, porteurs, pendules, etc..) altère les propriétés mécaniques de l'ensemble et accélère l'usure des fils de contact par abrasion de la couche à l'interface avec la bande de frottement du pantographe. Au-delà d'une certaine température l'augmentation de la flèche [Figure II.7] peut entraîner la rupture de la caténaire au passage de l'archet du pantographe, soit par création d'un arc électrique, soit par un arrachement mécanique.

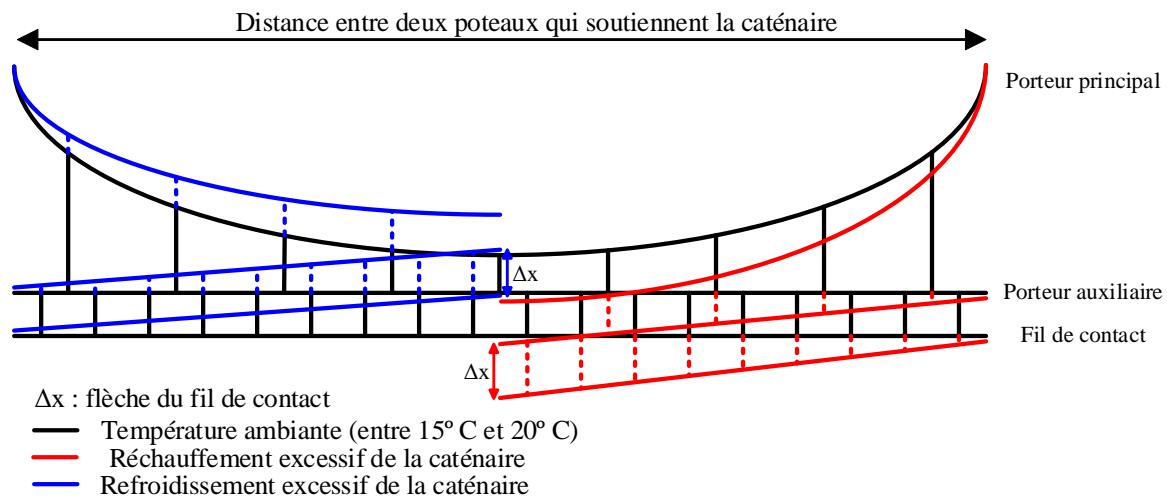


Figure II.7 – Exemple de variation de la flèche de la caténaire en fonction de la température.

II.4.2 Modèle thermique

La température des lignes aériennes varie en fonction du courant électrique et des conditions météorologiques. Le vent n'est jamais nul et influe, même à faible vitesse, sur le refroidissement des conducteurs. Nous notons la puissance apportée par effet Joule P_j et celle par rayonnement solaire P_{ab} . La puissance dissipée par la convection forcée provoquée par le vent est notée P_c et celle par rayonnement du câble dans l'infrarouge est notée P_{ir} . L'équation (II.8) représente le bilan thermique pour un conducteur nu en régime dynamique. Le Laplacien de la température prend en compte la diffusion de la chaleur à l'intérieur du câble. Puisque la conductivité thermique du cuivre est très élevée et que la section des conducteurs considérée est relativement petite, nous pouvons négliger $\nabla^2 T$, en supposant une distribution de la température à l'intérieur du conducteur homogène. Nous négligeons aussi l'ensoleillement P_{ab} car il a une influence sur l'échauffement du conducteur assez faible. Selon la référence [6] et en ramenant l'équation (II.8) par unité de longueur nous arrivons alors à l'équation (II.9).

CHAPITRE II

$$\nabla(k_{\text{cuivre}} \cdot \nabla T) + P_j + P_c + P_{ir} + P_{ab} = \frac{dT}{dt} \cdot \rho \cdot c_v; \quad (\text{II.8})$$

$$q_c + q_{ir} + \frac{dT}{dt} \cdot m \cdot C_p = I^2 \cdot r; \quad (\text{II.9})$$

- L'échange thermique par convection est estimé grâce à l'équation (II.10), qui est valide pour une vitesse du vent inférieur à 0,6 m/s, [6].

$$q_c = K_{\text{angle}} \cdot (1,01 + 1,35 \cdot N_{Re}^{0,52}) \cdot k_f \cdot (T_s - T_a); \quad (\text{II.10})$$

Nous notons k_f le coefficient de la conductivité thermique de l'air.

Le coefficient K_{angle} , permet de prendre en compte l'angle entre l'axe du conducteur et la direction du vent. T_a étant la température de l'air et T_s la température superficielle du conducteur.

Le numéro de Reynolds, N_{Re} , dépend du diamètre du conducteur, D_0 , de la vitesse du vent V_w , de la densité de l'air, ρ_f et de la viscosité de l'air, μ_f .

$$N_{Re} = (D_0 \cdot \rho_f \cdot V_w) / \mu_f;$$

Pour le calcul de q_c , les conditions météorologiques ont été considérées très défavorables en ce qui concerne l'échange thermique entre l'air et la ligne aérienne. Le Tableau II.3 présente les conditions considérées.

K_{angle}	1
V_w	0,5 m/s
T_a	40 °C
ρ_f	1,127 kg/m ³
μ_f	1,91e-0,5 kg/(m s)
k_f	0,0272 W/m

Tableau II.3 – Paramètres climatiques considérés.

- L'équation (II.11) définit la puissance dissipée par rayonnement du conducteur. L'émissivité du conducteur est supposée égal à 0,5.

$$q_r = 17,8 \cdot D_0 \cdot \varepsilon \cdot \left[\left(\frac{T_s + 273}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_a + 273}{100} \right)^4 \right]; \quad (\text{II.11})$$

Généralement, la variation de la direction du vent, de la vitesse du vent et de la température de l'air ont un impact considérable sur la valeur de la température du conducteur, contrairement à une variation de l'émissivité qui a peu d'impact. Le modèle thermique sera pris en compte afin d'estimer la température superficielle T_s du conducteur. La caténaire sera considérée équivalente à un conducteur unique avec une section totale égale à la somme des sections des conducteurs qui la composent. Cette hypothèse s'avère être défavorable vis-à-vis de l'échange thermique, car la superficie totale de la caténaire

exposée au contact de l'air est inférieure. Pendant l'exécution de l'algorithme le diamètre, D_0 , variera conformément à l'équation (II.12).

$$D_{0(k+1)} = \sqrt{(S_{(k)} + \Delta S) \cdot \frac{4}{\pi}}; \quad (\text{II.12})$$

II.5 Modélisation du Courant de fuite et calcul de la tension rail-sol

II.5.1 Introduction

Le circuit électrique de puissance d'une infrastructure ferroviaire est composé de trois parties fondamentales : les sous-stations, les caténaires et les rails. Les rails servent comme circuit de retour pour les courants. L'isolation entre le rail et le sol n'étant pas parfaite, il y a donc des fuites de courant du rail vers le sol. Ces courants vagabonds sont la cause d'apparition de différences de potentiels qui peuvent être dangereuses pour les personnes qui se déplacent à proximité des rails. Dans ce paragraphe, nous proposons d'abord un modèle mathématique, basé sur l'équation des télégraphistes, permettant l'évaluation des tensions rail-sol pour une ligne à double voie avec P trains. Ce modèle est ensuite intégré dans l'algorithme de calcul de la section de la caténaire où nous rajoutons une nouvelle contrainte au problème. La valeur de la contrainte concernant les tensions rail-sol a été fixée suivant la norme IEC 62128-2 [7], [8].

II.5.2 Corrosion galvanique et tension entre le rail et le sol dues au courant vagabond

Un courant vagabond est défini comme étant la partie du courant de traction qui ne se reboucle pas par le rail mais par le sol. Une partie du courant continu qui parcourt la terre pour retourner vers la sous-station peut traverser des structures en métal situées à proximité des rails (ponts, gazoduc, etc...). Le courant continu accélère la corrosion des structures en extrayant de la matière (Figure II.8). Ce phénomène est appelé corrosion galvanique. Il peut être dommageable à tel point que des mesures préventives sont prévues pendant la conception du circuit de retour, surtout pour les rails traversant des tunnels et des viaducs, afin de limiter la corrosion. Les solutions envisagées prévoient des circuits de terre supplémentaires, intégrant aussi des systèmes électronique de puissance [9]–[11].

Le courant vagabond provoque l'apparition d'une différence de potentiel entre le rail et le sol [Figure II.8] qui décroît rapidement vers zéro dès lors que l'on s'éloigne du rail. La valeur de cette tension est influencée par les courants absorbés par les trains, la qualité d'isolation entre le rail et le sol, la distance entre les sous-stations et entre les sous-stations et les trains. La personne soumise à cette tension peut être traversée par un courant

dangereux, nommé courant d'électrification. Les dommages provoqués au corps humain, dépendent de son intensité, de sa fréquence et de la durée d'exposition de la personne. Afin de limiter les dommages corporels, la norme IEC 62128-2 [7], établit, en fonction du temps d'exposition, les limites de différence de potentiel [Tableau II.4] qui sont applicables à une personne sans provoquer des dommages irréversibles. Les valeurs de ces tensions sont calculées en partant de l'estimation de la résistance du corps humain [12] qui est fortement dépendante des conditions physiques et environnementales dans lesquelles la personne se trouve.

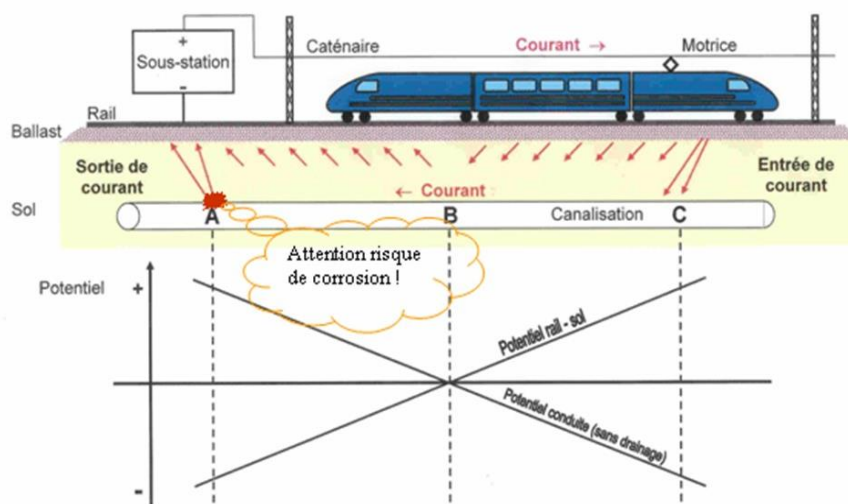


Figure II.8 – Distribution du potentiel le long la voie, courant vagabond et corrosion galvanique [13].

$T(s)$	$U_c(V)$
0,7	270
0,8	240
0,9	200
1	170
<300	150
>300	120

Tableau II.4 – Limites des tensions rail-sol en fonction de la durée d'exposition (norme IEC-62128).

II.5.3 Modèle mathématique des tension rail-sol

Dans le modèle proposé, la terre est considérée au potentiel de référence zéro. L'intensité du courant vagabond dépend de la résistance du rail, de la conductance entre le rail et le sol et surtout du courant circulant dans le rail (courant injecté par les trains). Un courant injecté élevé mène à des courants de fuites plus élevés, et par conséquent, une chute de tension le long des rails plus élevée. Le potentiel le plus élevé est situé toujours à proximité des tronçons de rail où le courant est injecté (près des trains), ou là où le courant est extrait du rail (près des sous-stations), conformément à la Figure II.8. Ainsi, en proximité

de ces tronçons le potentiel du rail peut atteindre des valeurs dangereuses. Afin de garantir la sécurité des personnes se trouvant à proximité de ces portions de la voie, la tension rail-sol maximale autorisée a été fixée à 150 V selon la norme IEC 62128-1.

La Figure II.9 illustre le modèle électrique différentiel qui permet de représenter le phénomène des courant vagabonds [14], [15]. $dI(x)$ représente le courant de fuite, $I(x)$ est le courant circulant dans le rail à la position x , R_r et G_{rs} représentent respectivement la résistance du rail et la conductance entre le rail et le sol par unité de longueur. A partir du circuit présenté sur la Figure II.9 et pour un élément de longueur dx , nous écrivons facilement les relations différentielles (II.13) et (II.14). Elles permettent ensuite d'obtenir l'équation du seconde ordre (II.15) dont la solution générale est donnée par l'expression (II.16). L'expression de la tension entre le rail et le sol, (II.17), peut ensuite être facilement établie. Les coefficients A et B sont déterminées à partir de la connaissance des conditions aux limites.

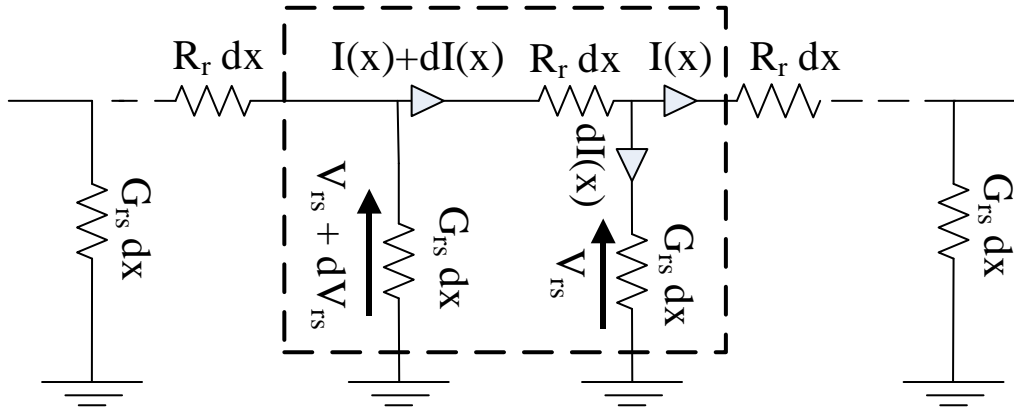


Figure II.9 – Modèle électrique différentiel pour le calcul du courant vagabond et de la tension rail-sol.

$$d V_{rs} = I(x) \cdot R_r \cdot dx; \quad (II.13)$$

$$d I(x) = V_{rs}(x) \cdot G_{rs} \cdot dx; \quad (II.14)$$

$$\frac{d^2 I}{dx^2} - G_{rs} \cdot R_r \cdot I(x) = 0; \quad (II.15)$$

$$I(x) = A \cdot e^{Mx} + B \cdot e^{-Mx}; \quad (II.16)$$

$$V_{rs}(x) = \frac{1}{G_{rs}} \cdot \frac{d(A \cdot e^{Mx} + B \cdot e^{-Mx})}{dx}; \quad (II.17)$$

Avec M constante de propagation définie par $M = \sqrt{G_{rs} \cdot R_r}$.

II.5.4 Modélisation d'une ligne à double voie avec P trains

Pour notre étude, nous avons considéré une infrastructure à double voie avec un seul poste de mise en parallèle des caténaires entre deux stations. Pour minimiser la résistance électrique imposée par le circuit de retour d'une ligne à double voie, les rails sont connectés entre eux tous les 250 mètres environ. Pour cette raison, dans notre modèle électrique, les files de rails sont considérées au même potentiel. Dans le circuit de la Figure II.10, elles seront donc représentées comme un conducteur unique avec une résistance linéique divisée par deux ($R_r/2$) et une conductance linéique doublée ($2 \cdot G_{rs}$).

Par la suite, nous considérerons :

- I_{tra_n} : les courants injectés par les trains dans le rail.
- I_{so_n} : les courants injectés par les sous-stations.
- Pk_n : points sur l'axe des x où le courant est injecté soit par le I_{tra_n} soit par le I_{so_n} .
- $I(x)$: courant circulant dans le rail en fonction de la position.
- N : nombre de secteurs du circuit électrique entre deux sous-stations.
- $I_n(x)$: courant circulant dans le secteur n du rail.
- I_{dn} et I_{gn} : conditions aux limites de la fonction $I_n(x)$.

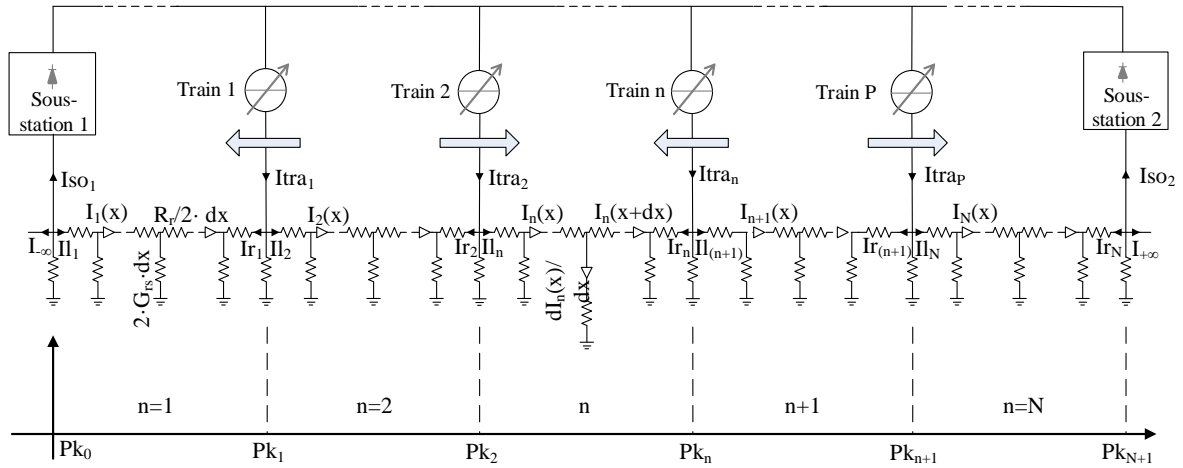


Figure II.10 – Ligne à double voie avec P trains.

Les trains et les sous-stations sont des points d'injection de courant (I_{tra} et I_{so}). Ils représentent aussi des points de discontinuité ($Pk_0, Pk_1, \dots, Pk_n, \dots, Pk_N$) pour la fonction $I(x)$, equ. (II.16), définie dans le domaine $[Pk_0, Pk_{N+1}]$. Nous avons donc séparé le rail en différents secteurs nommés avec la lettre n [Figure II.10], le secteur n représente une portion du rail borné entre deux points d'injection $[Pk_{(n-1)}, Pk_n]$.

Ensuite, nous avons défini les courants $[I_1(x), \dots, I_n(x), \dots, I_N(x)]$ en chaque secteur n . Ils sont calculés selon la relation (II.18). Le courant $I_n(x)$ s'avère être une fonction continue dans son domaine de définition $[Pk_{(n-1)}, Pk_n]$.

CHAPITRE II

$$I_n(x) = A_n \cdot e^{Mx} + B_n \cdot e^{-Mx} ; \forall x \in [Pk_{(n-1)}, Pk_n] ; \quad (\text{II.18})$$

Ainsi, le courant $I(x)$ sera déterminé par la relation suivante :

$$I(x) = \{I_1(x) \cup I_{2(x)} \cup \dots \cup I_n(x) \cup \dots \cup I_N(x)\}; \quad (\text{II.19})$$

Afin de calculer les expressions $I_n(x)$, il faut déterminer les coefficients A_n et B_n des n équations. Ceci en imposant des conditions aux limites aux fonctions $I_n(x)$ dans les n secteurs du rail.

Les courants Id_n représentent les conditions aux limites des fonctions $I_n(x)$ imposées par les points d'injection à Pk_n des secteurs n du rail. Les courants Ig_n représentent les conditions aux limites des fonctions $I_n(x)$ imposées par les points d'injection à $Pk_{(n-1)}$ des secteurs n du rail.

Les coefficients sont calculés à partir du système d'équations (II.20). Les passages mathématiques qui mènent à l'écriture du système d'équations (II.20) sont décrites dans l'annexe A.

$$\left\{ \begin{array}{lcl} B_1 & = & -Ig_0 \cdot \frac{e^{M \cdot (-Pk_0 + Pk_1)}}{\Delta_1} - Id_1 \cdot \frac{e^{(-2M \cdot Pk_0)}}{\Delta_1} \\ \vdots & = & \vdots \\ B_n & = & -Ig_0 \cdot \frac{e^{M \cdot (-Pk_{(n-1)} + Pk_n)}}{\Delta_n} - Id_n \cdot \frac{e^{(-2M \cdot Pk_{(n-1)})}}{\Delta_n} \\ \vdots & = & \vdots \\ B_N & = & -Ig_N \cdot \frac{e^{M \cdot (-Pk_{(N-1)} + Pk_N)}}{\Delta_N} - Id_N \cdot \frac{e^{(-2M \cdot Pk_{(N-1)})}}{\Delta_N} \\ A_1 & = & +Ig_1 \cdot \frac{(\Delta_1 \cdot e^{(-M \cdot Pk_0)} + e^{M \cdot (-3 \cdot Pk_0 + Pk_1)})}{\Delta_1} - Id_1 \cdot \frac{e^{(-2M \cdot Pk_0)}}{\Delta_1} \\ \vdots & = & \vdots \\ A_n & = & +Ig_n \cdot \frac{(\Delta_n \cdot e^{(-M \cdot Pk_{(n-1)})} + e^{M \cdot (-3 \cdot Pk_{(n-1)} + Pk_n)})}{\Delta_n} - Id_n \cdot \frac{e^{(-2M \cdot Pk_{(n-1)})}}{\Delta_n} \\ \vdots & = & \vdots \\ A_N & = & +Ig_N \cdot \frac{(\Delta_N \cdot e^{(-M \cdot Pk_{(N-1)})} + e^{M \cdot (-3 \cdot Pk_{(N-1)} + Pk_N)})}{\Delta_N} - Id_N \cdot \frac{e^{(-2M \cdot Pk_{(N-1)})}}{\Delta_N} \end{array} \right. \quad (\text{II.20})$$

Avec :

$$\Delta_n = e^{-M \cdot Pk_n} - e^{M \cdot (-2 \cdot Pk_{(n-1)} + Pk_n)}; \quad (\text{II.21})$$

Afin de rendre les équations du système (II.20) linéairement indépendantes, il faut ajouter les lois des nœuds, equ. (II.22), appliquées aux points d'injection de courant.

$$\begin{cases} -Iso_1 = Id_{-\infty} + Ig_1 \\ Itra_{(n-1)} = Id_{(n-1)} + Ig_n \\ -Iso_2 = Id_N + Ig_{+\infty} \end{cases} \quad \forall n \in [2, N] ; \quad (II.22)$$

D'autre part, la tension rail-sol ne présente pas de discontinuité au niveau d'un point d'injection de courant. Ce qui se traduit par des dérivées des courants (dI_n/dx) dans les secteurs adjacents qui sont identiques pour ce point là. Cela permet d'écrire les équations suivantes :

$$D \begin{cases} \frac{dId_{-\infty}}{dx} \Big|_{Pk_0} = \frac{dI_1}{dx} \Big|_{Pk_0} \\ \frac{dI_{n-1}}{dx} \Big|_{Pk_{(n-1)}} = \frac{dI_n}{dx} \Big|_{Pk_n} \\ \frac{dIg_{+\infty}}{dx} \Big|_{Pk_{so2}} = \frac{dI_{-\infty}}{dx} \Big|_{Pk_{so2}} \end{cases} \quad \forall n \in [2, N] ; \quad (II.23)$$

La tension entre le rail et le sol est alors calculée pour chaque secteur à l'aide de l'équation suivante :

$$Vrs_n(x) = -\frac{1}{G_{rs}} \cdot \frac{dI_n(x)}{dx} \quad \forall n \in [1, N] ; \quad (II.24)$$

L'écriture des équations s'avère être complexe quand on considère les trains en mouvement dans les deux sens.

II.5.5 Isolation du circuit de retour

La conductance rail-sol dépend fortement du mode de pose utilisé pour construire la voie. Le Tableau II.5 indique les valeurs des conductances entre le rail et le sol en fonction du type de pose de la voie [16]. Pour nos simulations, nous avons considéré la valeur $0,075 S/km$ parce qu'elle est la plus communément rencontrée dans les infrastructures ferroviaires classiques. Par la suite, nous avons aussi considéré une valeur de $1 S/km$ afin d'évaluer l'impact des caractéristiques de l'infrastructure sur la tension rail-sol et le courant vagabond.

Caractéristiques de l'infrastructure	Conductance entre le rail et le sol (S/km)
Traverse en béton posées dans le sable et l'argile	5
Traverses en béton sur du ballast avec des graviers sans impureté.	1
Rail fixé à des traverses en béton par une isolation en plastique.	0,15
Rail fixé à des traverses en béton par une isolation en plastique. (Nouvelle génération).	0,075

Tableau II.5 – Conductances entre rail et sol en fonction du type de pose de la voie.

En ce qui concerne le rail, nous avons considéré une valeur de résistance linéique courante :

Masse du rail (kg/m)	Résistance du rail (mΩ/km)
60	15

Tableau II.6 – Masse et résistance linéiques du rail.

II.5.6 Analyse de l'évolution de la tension rail-sol le long de la voie

Avant de passer à la résolution du modèle mathématique du circuit de la Figure II.10 qui sera incluse dans l'algorithme de calcul de la section de la caténaire en fonction de la distance entre les sous-stations, nous allons étudier le phénomène de courant vagabond. Cette étude nous permet de comprendre l'évolution de la tension rail-sol, du courant vagabond et du courant dans le rail en fonction des paramètres de l'infrastructure. Pour faire cela, nous avons considéré une infrastructure à double voie avec deux PMP et trois sous-stations uniformément espacées (Figure II.11). La Figure II.12 présente la grille de trafic considéré pour l'étude.

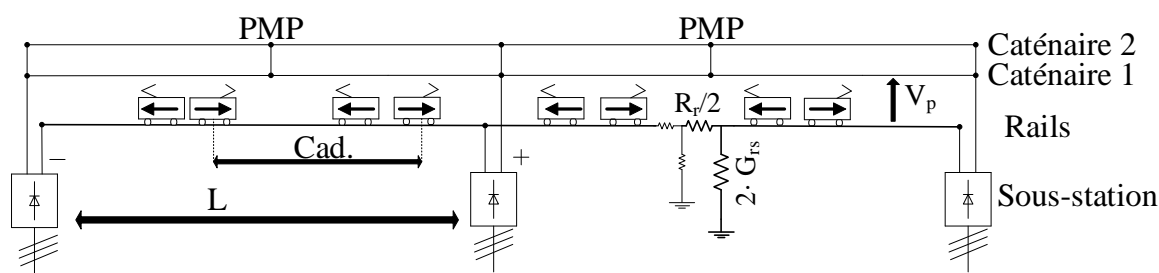


Figure II.11 – Ligne à double voie.

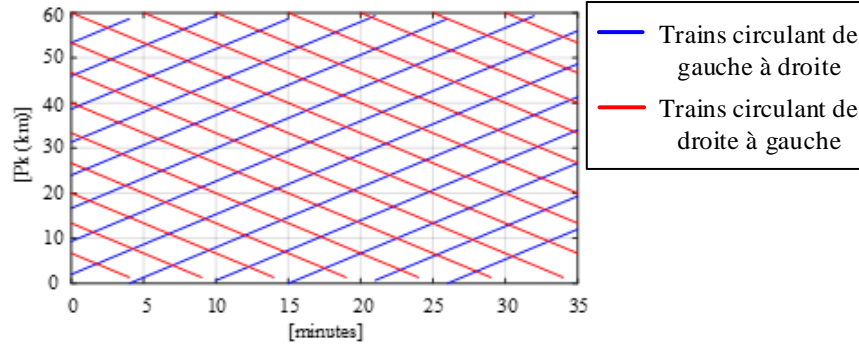


Figure II.12 – Grille de trafic.

• **Variation paramétrique sur G_{rs}**

Dans le *Tableau II.7* sont reportées les caractéristiques de la ligne considérée pour l'étude.

S_{cat} [mm ²]	L [km]	$Cad.$ [min.]	$Vitesse$ [km/h]	P [MW]	E_n [kV]	R_{rd} [mΩ]	ro [(Ω/m)·mm ²]	A [(Ω/kg)·m]	$Rail$ [kg/m]
500	15	5	80	1	1,5	25	$1,88 \cdot 10^{-8}$	$0,9 \cdot 10^{-3}$	60

Tableau II.7 – Caractéristiques de la ligne.

La dégradation de l'isolation est représentée par une augmentation de la conductivité G_{rs} . La Figure II.13 présente les résultats pour le cas d'un rail correctement isolé : $G_{rs} = 0,075 \text{ S/km}$. La Figure II.14 présente les résultats pour le cas d'un rail avec une mauvaise isolation : $G_{rs} = 1 \text{ S/km}$.

Les Figure II.13 (a), (b) et Figure II.14 (a), (b) représentent respectivement les courants qui circulent dans le rail et les tension rail-sol pour quatre placements différents des trains ($t = 5 \text{ min.}$, $t = 12 \text{ min.}$, $t = 18 \text{ min.}$, $t = 26 \text{ min.}$). Nous constatons que le tracé du courant présente des discontinuités correspondant aux points d'injection (trains) ou de prélèvement (sous-stations) de courant. Le signe dépend de la direction du courant dans le rail, conformément à la convention prise [Figure II.9]. Le tracé de la tension rail-sol est une fonction continue dont le signe dépend de la direction du courant vagabond. Celle-ci est négative si le courant circule du rail vers le sol et positive si le courant retourne au rail. Nous constatons également, qu'à proximité des sous-stations ($P_k = 0 \text{ km}$, $P_k = 15 \text{ km}$, $P_k = 30 \text{ km}$) et au milieu de la ligne, les potentiels du rail sont les plus élevés.

Figure II.13 (c), (d) et Figure II.14 (c), (d) représentent respectivement, la distribution du courant vagabond et de la tension rail-sol en fonction du P_k et du temps.

Nous avons aussi représenté la tension rail-sol maximale en valeur absolue (Figure II.13 (e), (f) et Figure II.14 (e), (f) en fonction du temps et par rapport au P_k de la ligne. Les pics de tension sur la Figure II.13 (e) et la Figure II.14 (e) coïncident avec les instants où les trains sont les plus éloignés des sous-stations (quand ils se croisent au milieu de tronçon, conformément à la Figure II.12). Cela résulte de deux phénomènes :

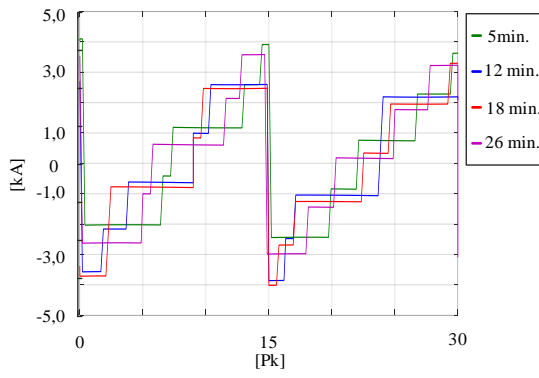
CHAPITRE II

- A égalité de puissance absorbée par les trains, les chutes de tension à la caténaire sont supérieures et les tensions aux pantographes diminuent. Par conséquent, les courants absorbés par les trains augmentent et entraînent des tensions rail-sol supérieures.

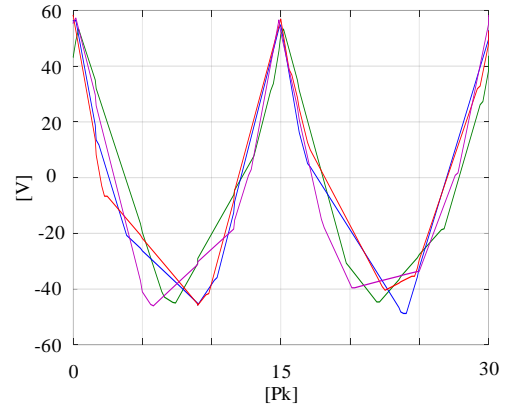
Les points d'injections de courant dans le rail (trains) se trouvent à la distance maximale des points de prélèvement (sous-stations), le phénomène du courant vagabond est donc amplifié.

Si nous comparons les résultats des Figure II.13 (a), (c) et Figure II.14 (a), (c) , nous observons clairement qu'à la dégradation de l'isolation correspond l'augmentation du courant vagabond. En conséquence, nous pourrions nous attendre à une augmentation de la tension rail-sol lorsque le courant augmente (equ. (II.24), ce qui conformément aux Figure II.13 (e), (f) et (d), n'est pas le cas.

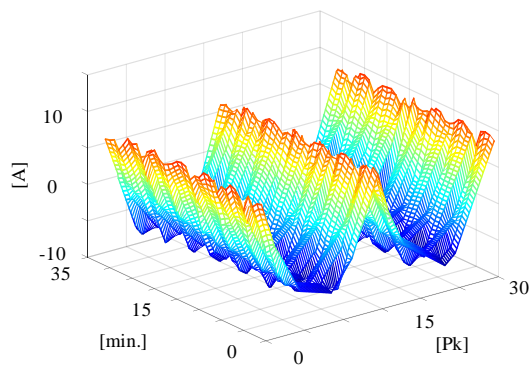
CHAPITRE II



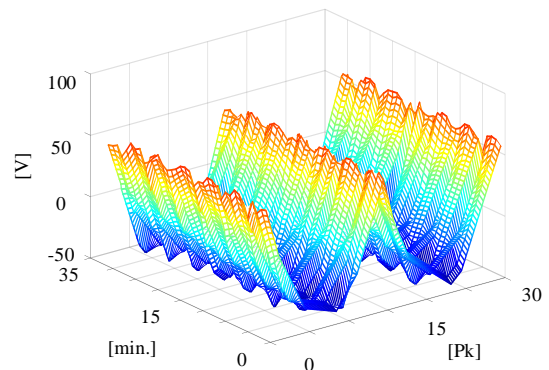
(a)



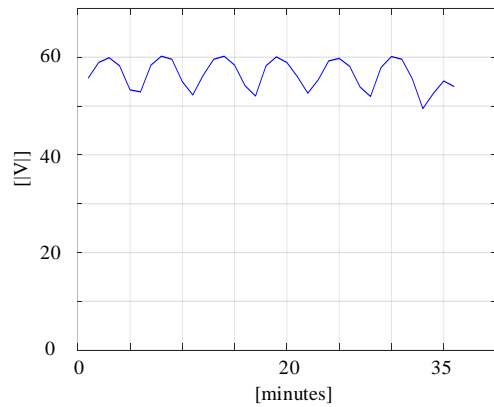
(b)



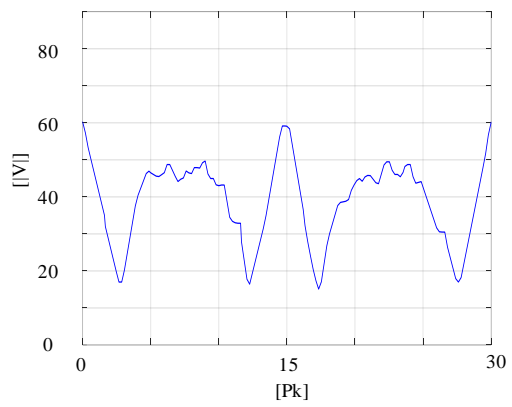
(c)



(d)



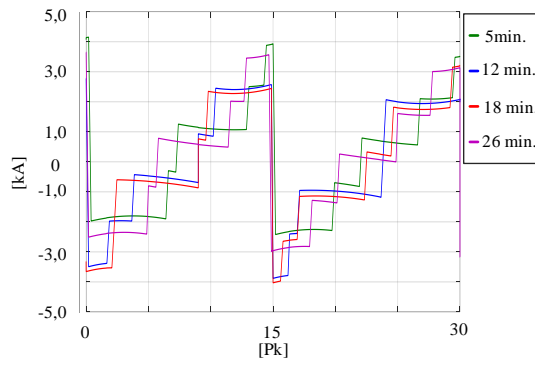
(e)



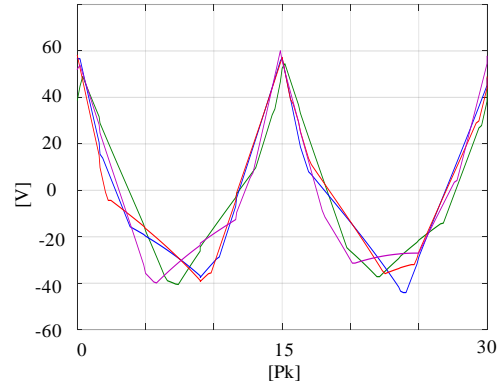
(f)

Figure II.13 – Simulation avec une conductivité égale à 0,075 S/km.

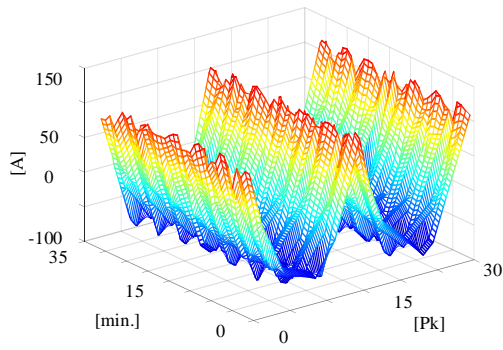
- a) Courant dans le rail pour quatre instants de la grille de trafic différents.
- b) Tension rail-sol pour quatre instants de la grille de trafic différents.
- c) Courant vagabond en fonction du Pk et du temps.
- d) Tension entre le rail et le sol en fonction du Pk et du temps.
- e) Tension maximale en valeur absolue entre le rail et le sol en fonction du temps.
- f) Tension maximale en valeur absolue entre le rail et le sol en fonction du Pk.



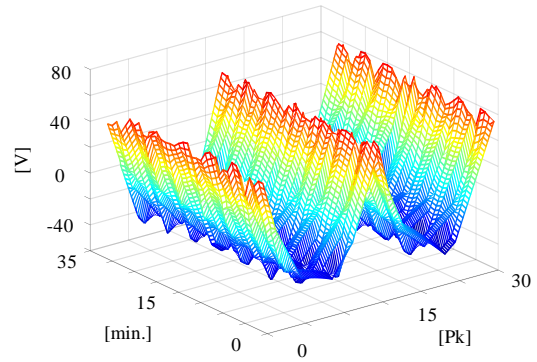
(a)



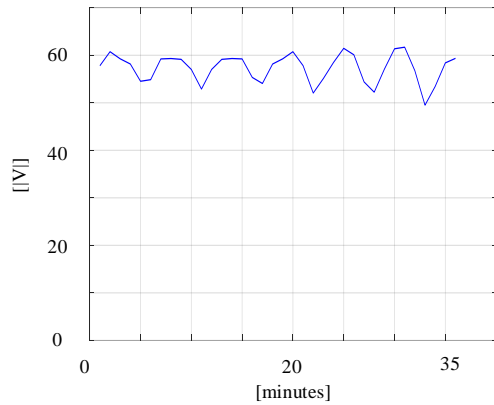
(b)



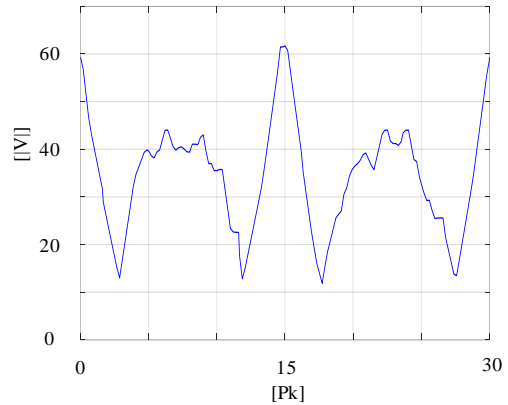
(c)



(d)



(e)



(f)

Figure II.14 – Simulation avec une conductivité égale à 1 S/km.

- a) Courant dans le rail pour quatre istants de la grille de trafic différents.
- b) Tension entre le rail et le sol pour quatre istants de la grille de trafic différents.
- c) Courant vagabond en fonction du Pk et du temps.
- d) Tension entre le rail et le sol en fonction du Pk et du temps.
- e) Tension maximale en valeur absolue entre le rail et le sol en fonction du temps.
- f) Tension maximale en valeur absolue entre le rail et le sol en fonction du Pk.

• Analyse de l'influence de la section caténaire

Dans ce paragraphe, nous analysons les variations des tensions rail-sol et du courant vagabond en fonction de la section de la caténaire. Nous considérons la conductivité rail-sol égale à $0,075 \text{ S/km}$.

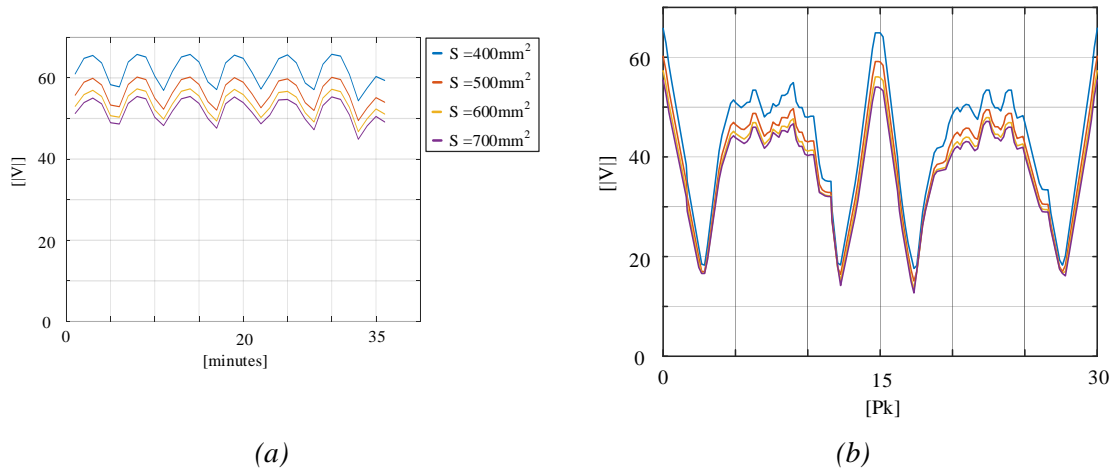


Figure II.15 – Tension maximale entre le rail et le sol en valeur absolue.

a) Tension en fonction du temps.

b) Tension en fonction du Pk.

- La Figure II.15 présente la tension rail-sol maximale en valeur absolue en fonction du temps (Figure II.15 (a)) et du Pk (Figure II.15 (b)) pour différentes valeurs de section de la caténaire. La réduction de la section conduit à une augmentation de la chute de tension due à la résistance de la caténaire, il y a donc des tensions plus basses aux pantographes et ainsi des courants injectés dans le rail plus élevés. Nous constatons toutefois qu'à une réduction de la section caténaire de 100 mm^2 , correspond une augmentation de la tension rail-sol de l'ordre de quelques volts, car la variation des courant injectés reste limitée.

• Analyse de l'influence de l'espacement des sous-stations sur la tension rail-sol

Pour finir, nous avons analysé l'influence de l'espacement des sous-stations sur les tensions rail-sol. Nous considérons toujours la conductivité égale à $0,075 \text{ S/km}$.

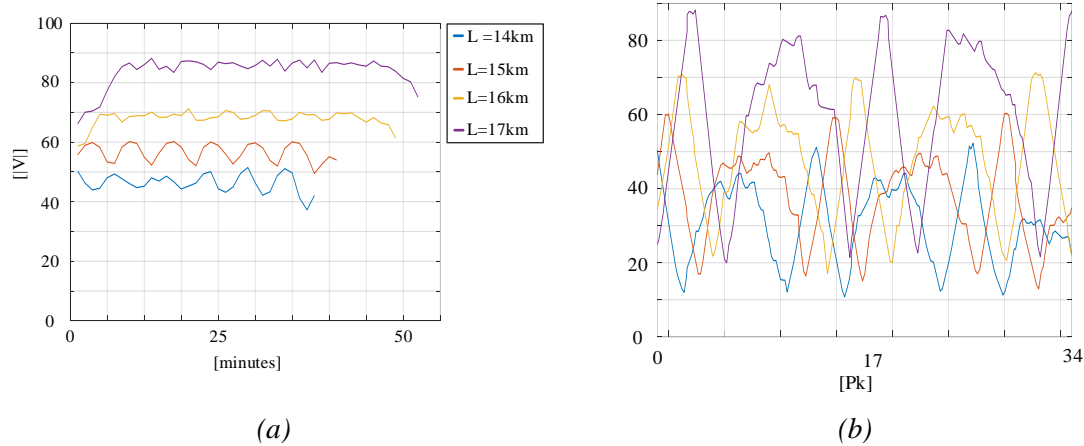


Figure II.16 – Tension maximale entre le rail et le sol en valeur absolue.

a) Tension en fonction du temps.

b) Tension en fonction du Pk.

La Figure II.16 présente la tension rail-sol maximale en fonction du temps (Figure II.16 (a)) et en fonction du Pk (Figure II.16 (b)) pour différents écartements entre les sous-stations. Dans ce cas, nous constatons qu'à une petite variation de la distance entre les sous-stations correspond à une augmentation significative de la tension rail-sol. En espaçant les sous-stations, nous avons entraîné un renforcement du phénomène des courants vagabonds dû à :

- L'accroissement des courants injectés qui est lié d'une part à l'augmentation de la chute de tension de la caténaire et d'autre part à l'augmentation du nombre des trains circulant entre deux sous-stations,
- L'accroissement de la distance entre les sous-station implique une augmentation du courant vagabond puisque celui-ci dépend aussi de la distance entre les points d'injection (trains) et d'extraction du courant (sous-stations) du rail, conformément à l'equ. (II.16).

Nous pouvons ainsi en conclure que l'augmentation de l'espacement entre les sous-stations sera rapidement contrainte par une forte augmentation du courant vagabond et donc de la tension rail-sol.

II.6 Algorithme pour la détermination de la section de la caténaire en fonction de la distance entre les sous-stations

Comme nous l'avons déjà évoqué, le paramètre essentiel en phase de conception d'un système d'électrification consiste à assurer la densité de trafic souhaitée en fournissant une tension suffisante au pantographe des locomotives. Pour chaque tension proposée dans le Tableau II.1, la section de la caténaire et la distance entre deux sous-stations seront les

paramètres pris en compte dans l'algorithme de calcul. Pour un écartement entre les sous-stations et une marche type des trains donnée, la section de la caténaire sera limitée par la température de fonctionnement et par la tension minimale permise au pantographe des trains. De plus, comme nous venons de le voir dans le paragraphe précédent, la tension rail-sol sera un autre paramètre important pour ce qui concerne la sécurité des personnes qui entraînera une limitation de l'espacement entre les sous-stations.

Dans l'algorithme de calcul, les conditions initiales ont été choisies avec une section caténaire $S_0 = 800 \text{ mm}^2$ et une distance entre sous-station $L_0 = 20 \text{ km}$. Ainsi, le système s'avère être surdimensionné et la solution des équations du circuit électrique est garantie à la première itération. La section de la caténaire est calculée sous les contraintes de température et de tension caténaire, conformément à la Figure II.17. A chaque itération de S (section de la caténaire), T_s est comparé avec la température maximale consentie et la tension V_{pi} est comparée avec la tension minimale permise au pantographe [Tableau II.1]. Selon les résultats des comparaisons, la section de la caténaire est incrémentée ou réduite d'un ΔS et la température T_s et les tensions V_{pi} recalculées. Quand une de ces grandeurs est atteinte la boucle s'arrête et l'algorithme passe au pas suivant.

Enfin, la tension entre le rail et le sol, V_{rs} , est estimée et comparée avec la limite imposée par la norme IEC 62128-1 [7]. Si la tension rail-sol est inférieure à cette limite, la distance entre les sous-stations est augmentée d'un ΔL et le processus mathématique recommence du début. Sinon l'algorithme s'arrête.

Nous considérons les variables de l'organigramme :

- S : section de la caténaire.
- L : espacement sous-station.
- I_n, V_n : tensions et courants aux nœuds du réseau électrique.
- V_{rs_max} : tension maximale entre le rail et le sol.
- V_{min} : tension minimale à la caténaire.
- T_{max} : température maximale de la caténaire.

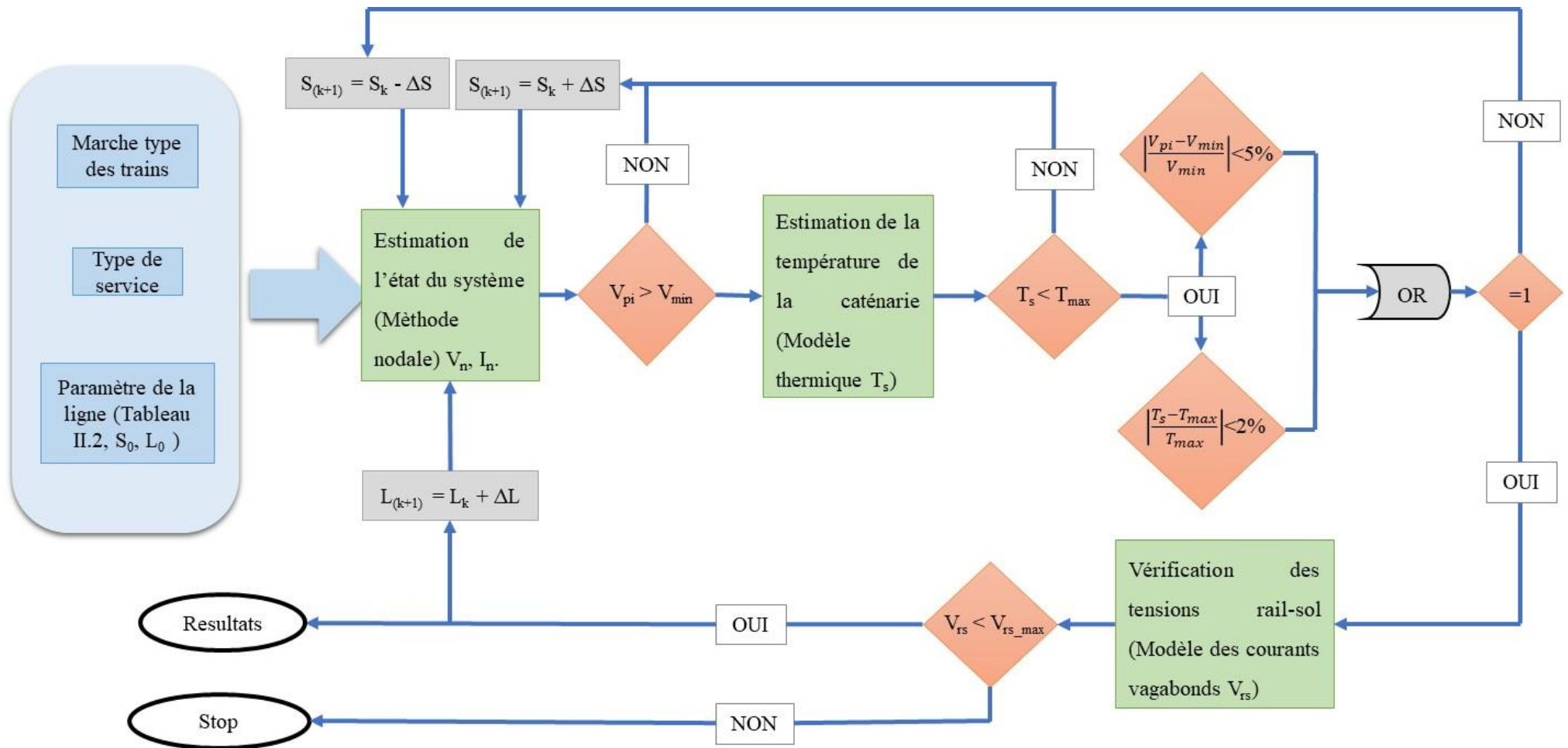


Figure II.17 – Organigramme de l'algorithme de calcul de la section de la caténaire en fonction de la distance entre les sous-stations.

II.7 Résultats des calculs

Les modèles développés dans les paragraphes II.3, II.4 et II.5 ont été intégrés dans l’algorithme de calcul présenté dans la Figure II.17. De plus, les caractéristiques électriques de la ligne et les marche types de trains considérées ont été fixées et détaillées dans le paragraphe II.2. Nous rappelons les contraintes considérées dans le Tableau II.8.

Température maximale de la caténaire consentie	$T_{\max} = 65\text{ }^{\circ}\text{C}$
Tension minimale au pantographe selon Tableau I	V_{\min}
Tension rail-sol maximale consentie	$V_{rs_max} = 150\text{ V}$

Tableau II.8 – Contraintes considérées dans l’algorithme de calcul.

La Figure II.18 et la Figure II.19 présentent les résultats du calcul pour les deux types de trafic considérés et donnent les plages de fonctionnement accessibles en fonction de la section de la caténaire et de la distance entre les sous-station, et ceci pour les différentes valeurs de tensions listées dans le Tableau II.1. La ligne transversale pointillée correspond à la limite thermique de fonctionnement de la caténaire, tandis que la ligne verticale est liée à la limite imposée par la tension rail-sol maximale autorisée. La section maximale de caténaire est de 600 mm². Au-delà de cette valeur, le prix de l’infrastructure est prohibitif. Ceci à cause du poids des conducteurs, qui nécessiterait un renforcement mécanique de toute la structure qui les supporte.

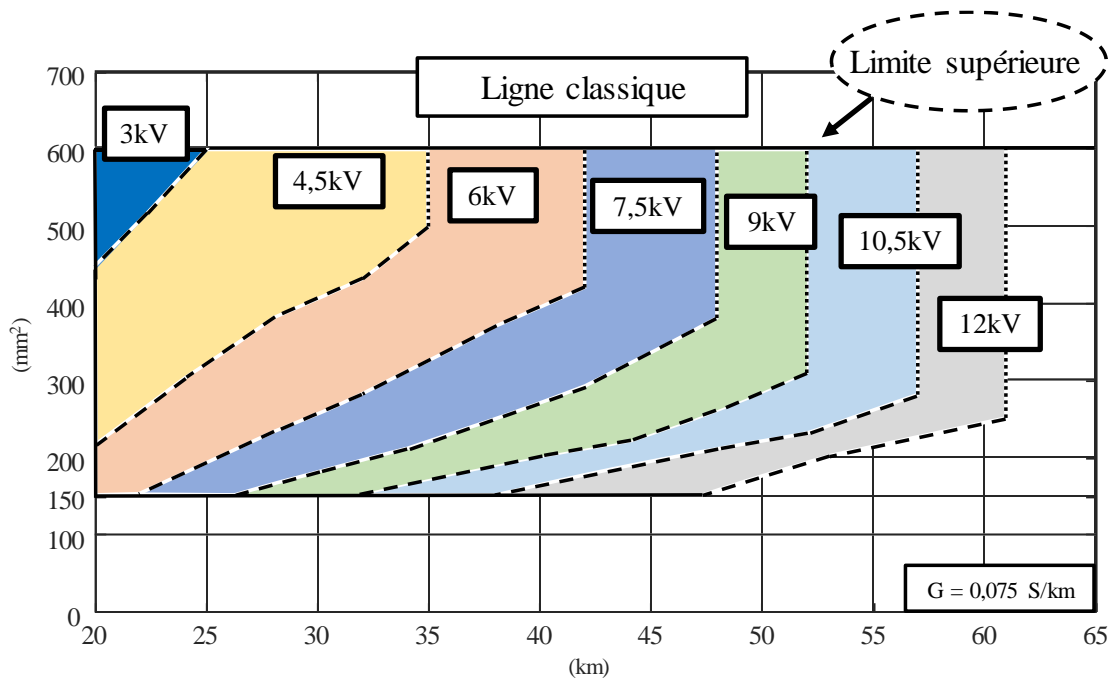


Figure II.18 – Plages de fonctionnement de la section caténaire en fonction de la distance entre les sous-station pour une ligne classique.

Pour le cas d'une ligne classique, la tension nominale égale à 6 kV commence à devenir intéressante. Le système sera capable de garantir le trafic ferroviaire avec une section de la caténaire d'environ 400 mm² et un espacement entre les sous-stations supérieur à 35 km. Toutefois, dans le cas d'une ligne à grande vitesse (Figure II.19), il faut une tension nominale de la caténaire plus élevée pour atteindre des distances entre les sous-stations supérieures à 40 km, comme c'est souvent le cas dans les électrifications en 25 kV alternatif. Toujours sur la Figure II.19, nous pouvons aussi noter que le niveau de tension de 3 kV n'est pas pris en compte car il ne permet pas d'avoir des distances suffisamment importantes entre les sous-stations.

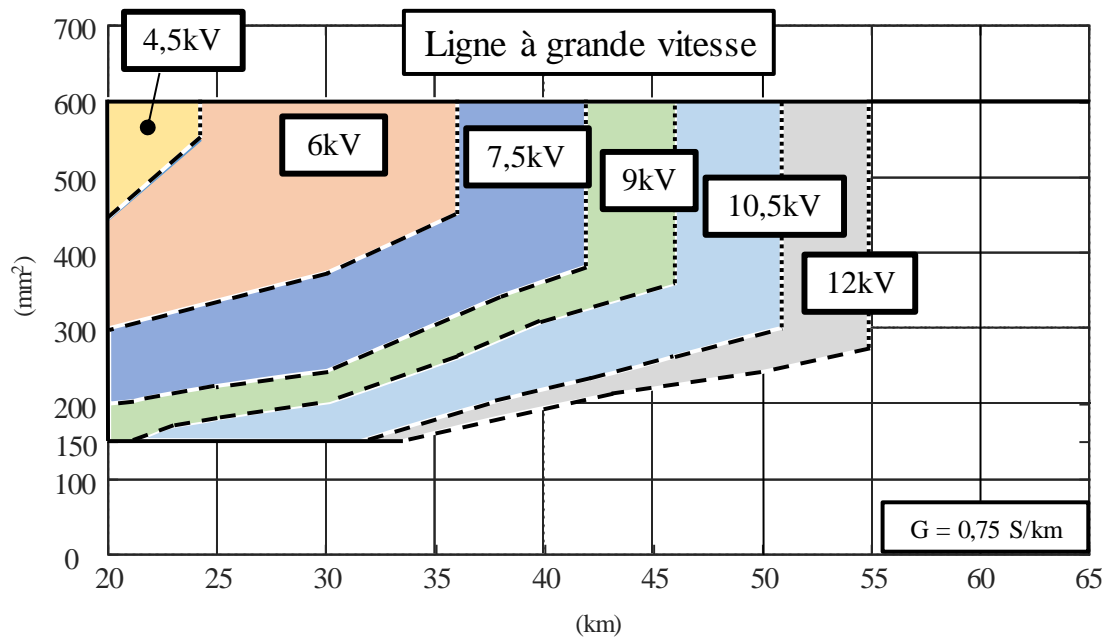


Figure II.19 – Plages de fonctionnement de la section caténaire en fonction de la distance entre les sous-stations pour une ligne à grande vitesse.

A cause des limitations imposées par la contrainte de tension rail-sol, le gain sur la distance entre sous-stations par rapport à l'augmentation de la tension caténaire a une tendance à la baisse, conformément à la Figure II.20 (a). En effet, la tension rail-sol est en fonction de l'intensité du courant vagabond (equ.(II.24), et augmente de manière exponentielle par rapport à l'écartement des sous-stations [voir les Figure II.16]. Donc, même une augmentation linéaire de la tension ne suffit pas à restreindre l'accroissement du phénomène de courant vagabond lié à l'augmentation de la distance entre sous-stations. La Figure II.20 (b) présente la tendance de la réduction de la section de la caténaire à distance maximale entre les sous-stations et en fonction de la tension nominale de la caténaire.

En définitive, nous constatons qu'une électrification en MVDC avec un niveau entre 7,5 kV et 10,5 kV peut garantir un trafic ferroviaire classique et à grande vitesse.

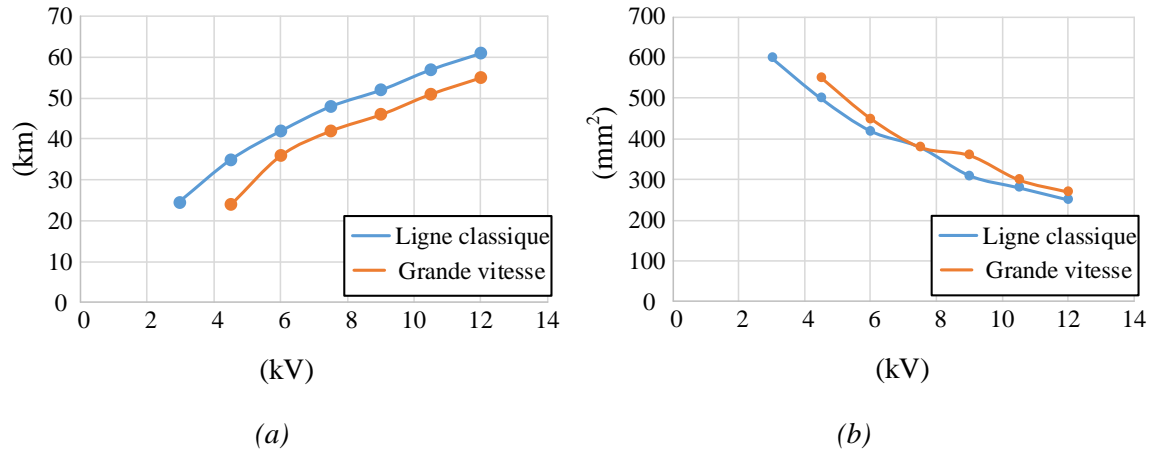


Figure II.20 – a) Distance maximale entre sous-stations à section minimale de la caténaire pour différentes tensions nominales. B) Section minimale de la caténaire à distance maximale entre les sous-stations pour différentes tensions nominales.

A titre d'exemple, la Figure II.21 et la Figure II.22 illustrent les résultats d'une simulation pour une ligne à grande vitesse électrifiée avec une tension nominale de 9kV DC. Selon la Figure II.19, la distance entre les sous-stations et la section de la caténaire ont été choisies égales à 45 km et 340 mm². Les Figure II.21 (a) et (b) présentent la grille de trafic et le système considéré pour la simulation. Les Figure II.21 (c), (d) et la Figure II.22 (d) représentent respectivement les tensions aux pantographes des trains, les courants absorbés par les trains et la tension moyenne de la caténaire en fonction du temps. Nous constatons que les tensions sont bien au-dessus de la tension minimale présentée dans le Tableau II.1. La Figure II.21 (a) présente les températures de la caténaire en fonction du temps. Celles-ci ont été estimées au point le plus critique de la ligne, c'est-à-dire près des sous-stations (voir Figure II.21 (b)). Les Figure II.21 (b) et (c) montrent respectivement, la distribution du courant vagabond et de la tension rail-sol le long du rail. Les tracés ont été réalisés à quatre instants différents de la grille de trafic. Comme cela était prévisible, les tensions maximales entre le rail et le sol apparaissent à proximité des sous-stations et en milieu de secteur. En outre, nous constatons que la tension rail-sol reste en dessous de la limite autorisée.

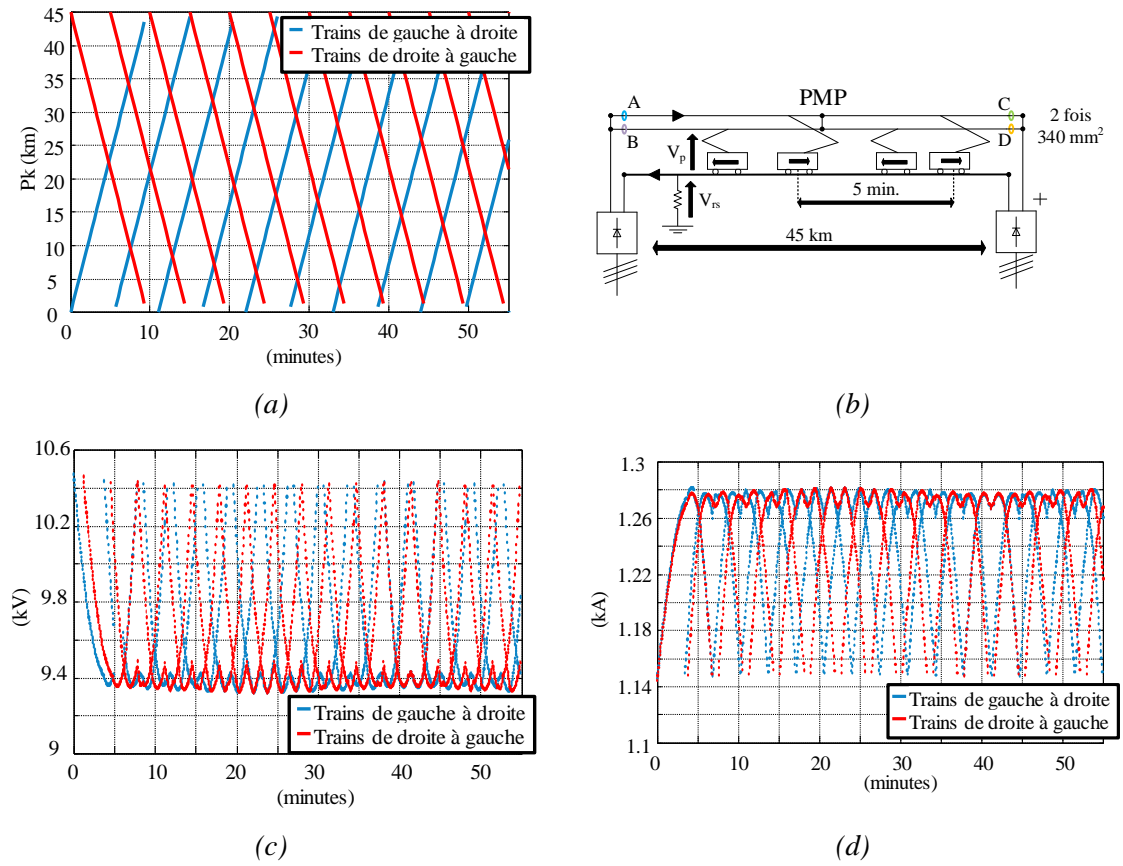


Figure II.21 – Simulation d'une ligne à grande vitesse électrifiée à 9 kV DC.

- a) Grille de trafic.
- b) Infrastructure ferroviaire considérée.
- c) Tensions aux pantographes en fonction du temps.
- d) Courants absorbés par les trains en fonction du temps.

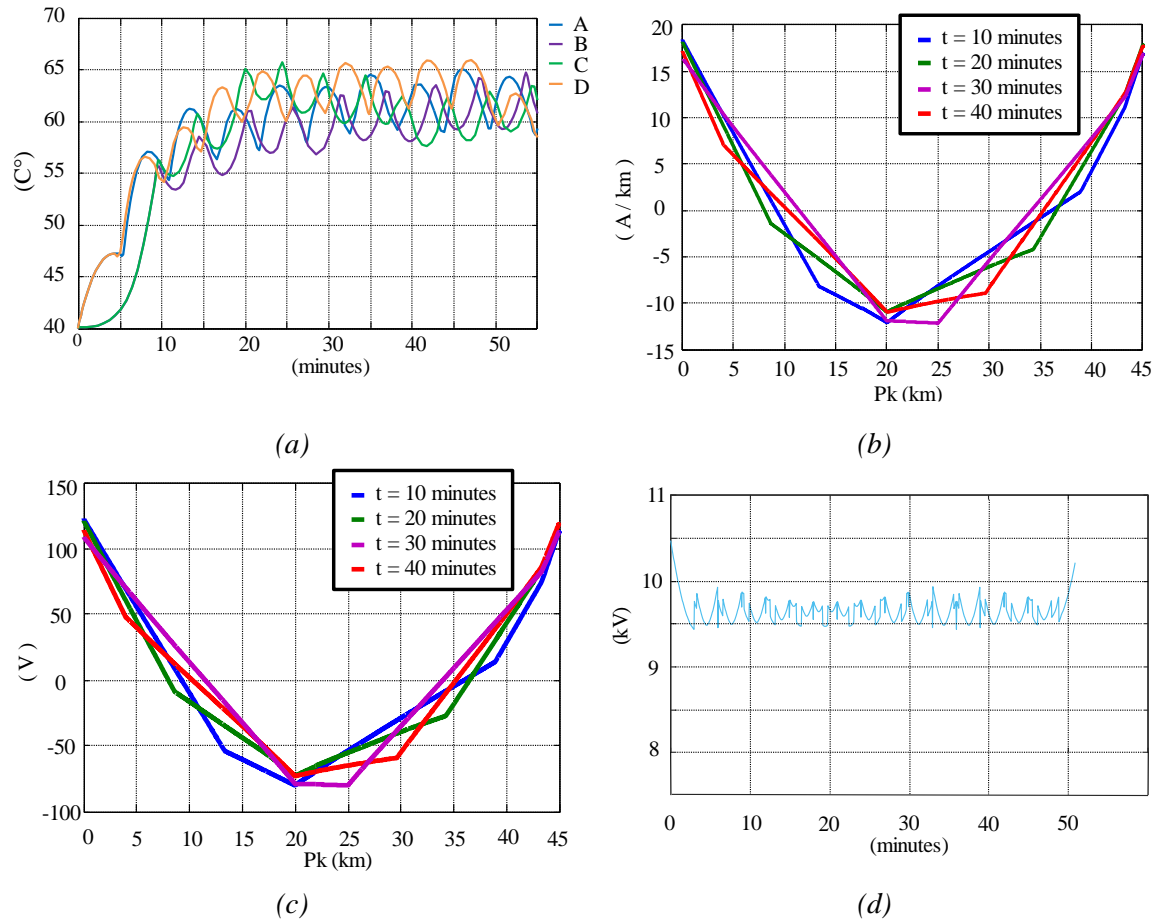


Figure II.22 – Simulation d’une ligne à grande vitesse électrifiée à 9 kV DC.

- a) Température de la caténaire en fonction du temps (voir la Figure II.21 (b)).
- b) Distribution du courant vagabond le long le rail estimé pour quatre instants différents.
- c) Distribution de la tension rail-sol le long le rail estimé pour à quatre instants différents.
- d) Tension moyenne de la caténaire en fonction du temps.

II.8 LGV Paris-Strasbourg. Comparaison d’une électrification de la ligne en MVAC et en MVDC

II.8.1 Introduction

Les études précédentes ont montré l’intérêt d’un réseau électrifié en courant continu moyenne tension en termes de section caténaire et de distance entre sous-stations. Un premier niveau de réflexion nous a conduit à choisir une tension de 9 kV. Pour confirmer ce choix, nous devons comparer une électrification en 25 kV alternatif avec la nouvelle électrification en 9 kV DC. Pour cela, nous avons considéré une infrastructure ferroviaire existante avec sa grille de trafic. C’est la ligne LGV Paris-Strasbourg, électrifiée en 2x25 kV alternatif, qui a été choisie car elle présente une grille de trafic [Figure II.25] plutôt régulière et analogue à la grille considérée dans les études précédentes.

II.8.2 Infrastructure électrique de la LGV Est électrifiée à 2x25 kV AC et à 9 kV DC

La LGV Paris-Strasbourg est exploitée en service commercial par des TGV et des ICE à la vitesse maximum de 320 km depuis 2007, soit la plus haute vitesse commerciale sur rail en France. La ligne a été électrifiée, comme les autres LGV, avec le système 2x25 kV. Elle a été développée par la SNCF pour assurer un service de transport en grande vitesse entre Paris et les villes principales situées dans l'est de la France. Le montage de la caténaire reste classique, mais la tension mécanique a été augmentée afin de la rendre potentiellement apte à une vitesse de 350 km/h. Elle présente neuf sous-stations distribuées sur 450 km avec un espacement moyen égal à 50 km. Les sous-stations sont munies de deux transformateurs de 30 MVA alimentant chacun un secteur avec une tension dont la phase est différente. Ceci permet de limiter globalement les déséquilibres de tension au niveau du réseau de transport d'électricité et de garantir la qualité harmonique de l'alimentation [17]. Ainsi, les secteurs sont isolés électriquement les uns des autres. Par conséquent, la ligne n'assure pas une continuité dans l'alimentation électrique des trains. De plus, la ligne est munie de différents autotransformateur distribués le long de la ligne tous les 10 km. Les paramètres de la ligne aérienne sont présentés dans le Tableau II.9. La Figure II.23 présente une coupe transversale de la caténaire utilisée pour l'électrification à 2x25 kV. Le conducteur de protection ne participe pas à l'alimentation des engins, donc il n'est pas à considérer.

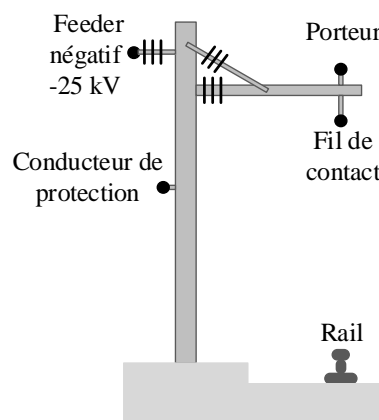


Figure II.23 – Caténaire 2x25 kV. Vue en coupe transversale.

Fil de contact (80% Cu)	150 mm ²
Porteur (70% Cu)	116 mm ²
Feeder négatif (61% Cu)	288 mm ²
Section équivalente de cuivre (100% Cu), pour une seule voie.	377 mm ²

Tableau II.9 – Caractéristiques de la ligne aérienne de la LGV Est.

En considérant les paramètres de la ligne existante cités dans le Tableau II.9 et les résultats de la Figure II.19, la nouvelle électrification à 9 kV DC pourra garantir les même performance du système AC en termes de section caténaire et nombre des sous-stations.

La Figure II.24 présente l'électrification existante de la ligne à 2x25 kV AC et la nouvelle électrification à 9 kV DC. Le Tableau II.10 résume les équipements électriques nécessaires pour électrifier la ligne pour les deux systèmes d'alimentation.

La nouvelle électrification ne sera plus équipée avec des autotransformateurs. Toutes les sous-stations seront connectées en parallèle via la caténaire, les sections de séparation des secteurs seront donc supprimées. Par conséquent, la puissance sera mieux distribuée le long la ligne et un seul groupe transformateur- redresseur sera utilisé par sous-station, conformément à Figure II.24. Des connections en parallèle (PMP) seront ajoutés de façon à réduire la résistance électrique du circuit de traction.

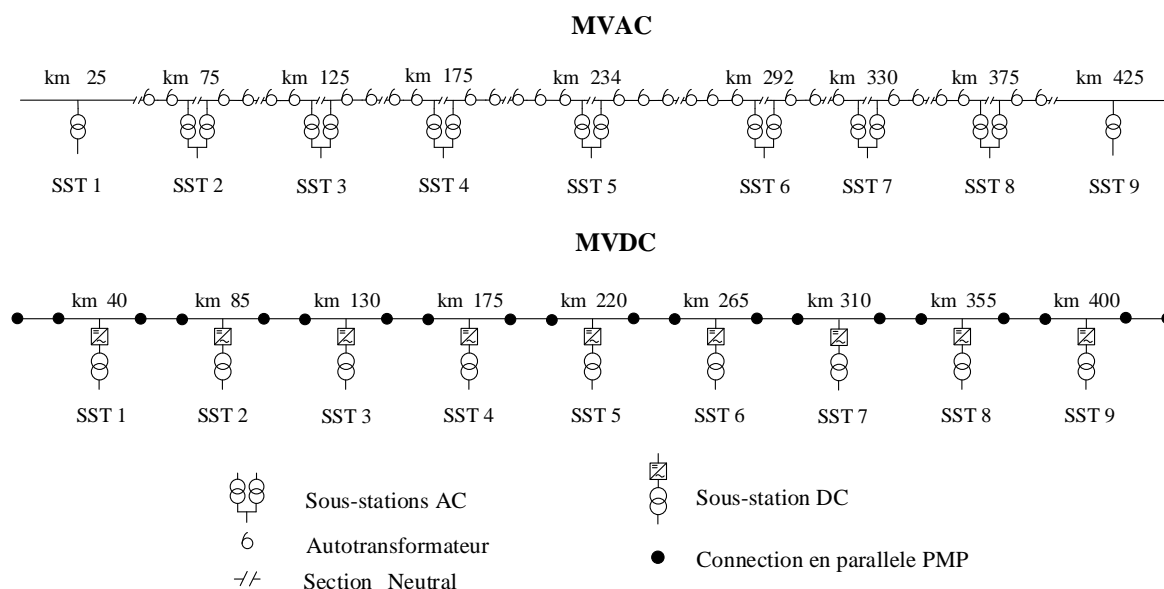


Figure II.24 – Paris-Strasbourg, ligne à grande vitesse. Electrification à 2x25 kV AC et 9 kV DC.

La Figure II.25 (b) présente la grille de trafic de la ligne Paris-Strasbourg entre 15h et 21h. Paris est situé au Pk 0. La Figure II.25 (a) représente un zoom entre 16 :25 et 16 :30 des puissances actives absorbées par les trains. Ils n'absorbent pas de la puissance réactive puisqu'ils fonctionnent avec un redresseur actif. Les rames qui circulent sur la ligne sont des TGV duplex et des VELARO. Le Tableau II.11 présente les caractéristiques principales des deux rames électriques. Les engins de la Figure II.25 qui absorbent une puissance de 20 MW correspondent à des trains avec des unités multiples.

La grille de trafic est plutôt régulière, presque équivalente à la grille de trafic considérée pour l'étude de l'électrification en MVDC. En revanche, la variation des puissances est très différente par rapport à celle considérée dans le paragraphe II.2.3.

	2 x 25 kV AC	9 kV DC
<i>Secteurs</i>	16	1
<i>Sous-stations AC (2 x 30 MVA)</i>	7	0
<i>Sous-stations AC (1 x 30 MVA)</i>	2	0
<i>Sous-stations DC (1 x 30 MVA)</i>	0	8
<i>Sous-stations DC (1 x 40 MVA)</i>	0	1
<i>Autotransformateurs (15 MVA)</i>	30	0
<i>Sections de séparation</i>	15	0
<i>PMP</i>	0	20
<i>Puissance totale des sous-stations installées</i>	480	280

Tableau II.10 – Equipements électriques de la ligne Paris-Strasbourg pour les électrifications MVAC et MVDC.

	TGV duplex	Velaro
<i>Puissance mécanique (MW)</i>	8,8 (25 kV AC)	8 (25 kV AC)
<i>Vitesse maximale (km/h)</i>	320	320
<i>Nombre de moteurs</i>	8	16

Tableau II.11 – Caractéristiques électriques des rames sous caténaire 25 kV/50Hz.

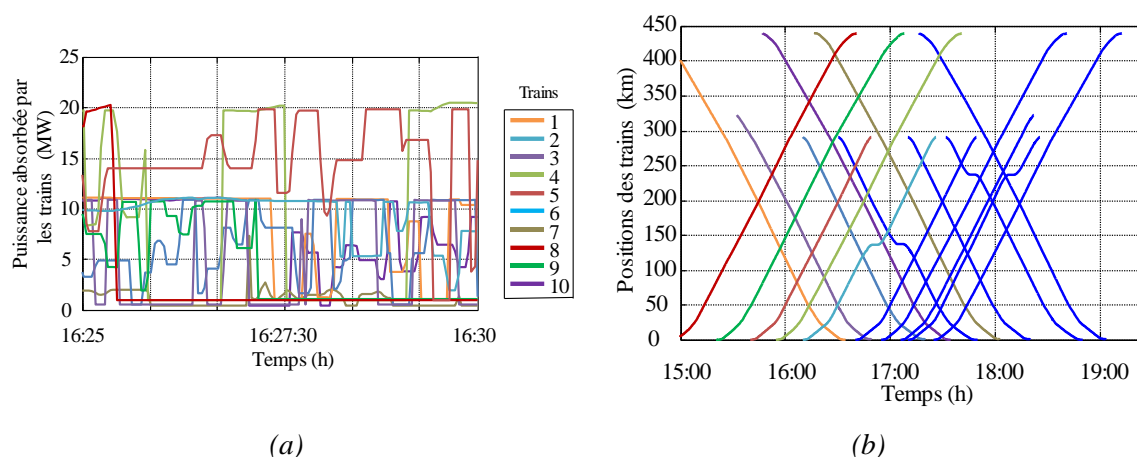


Figure II.25 – Grille de trafic réel entre Paris et Strasbourg.

a) Consommation des trains, zoom entre 16 :25 et 16 :30.

b) Grille de trafic.

II.8.3 Simulation de la LGV Est avec une électrification en 9 kV DC

La Figure II.26 présente les résultats de simulation de la ligne Paris-Strasbourg électrifiée en 9 kV DC avec une distribution des sous-stations le long le rail identique à la situation existante [Figure II.24] et avec les équipements électriques décrits dans le Tableau II.10. La ligne et la grille de trafic ont été modélisées à l'aide du logiciel MATLAB®. Les Figure II.26 (a) et (b) présentent les tensions aux pantographes des trains en fonction du temps. Elles sont toujours plus élevées que la tension minimale permise [Tableau II.1]. La Figure II.26 (c) présente les températures estimées le long de la caténaire en fonction du temps. Nous pouvons noter que celles-ci restent bien au-dessous de la limite thermique de 65°C, bien que la température de l'air soit égale à 40°C.

Pour représenter la tension entre le rail et le sol, nous avons choisi les diagrammes en boîte à moustaches de Tukey [20], afin de faciliter la lecture des données. En effet, la tension rail-sol n'est pas une grandeur facile à tracer et à interpréter car elle est fonction du temps et de l'espace. L'annexe B rappelle de manière synthétique la façon dont les boîtes à moustache sont construites et comment les données doivent être interprétés. La Figure II.26 (d) présente la variation de la tension entre le rail et le sol à l'aide de la boîte de Tukey. Sur la plage horaire considérée, nous constatons des dépassements des tensions rail-sol à certains moments. Toutefois, pour 50% du temps les tensions rail-sol sont en dessous de 7,63 V (quartile Q_1) et pour 75% du temps ces tensions restent en dessous de 17,1 V (quartile Q_3). De plus, la valeur de la moustache supérieure, déterminée à partir de la valeur interquartile $[(Q_3 - Q_1) + Q_3 \cdot 1,5]$, est égale à 39,18 V. Selon Tukey, la valeur 1,5 permet de positionner 99,3% des observations d'une distribution normale à l'intérieur des moustaches et la partie restante, 0,7%, correspond à des observations atypiques. Ici la tension rail-sol ne suit pas une distribution normale, les valeurs atypiques (points rouges dans la Figure II.26 (d)) représentent 6% des observations et seulement 0,016% dépassent 150 V. Finalement, la tension rail-sol est globalement très basse et dépasse 150 V de façon exceptionnelle sur toute la phase d'observation (4 heures).

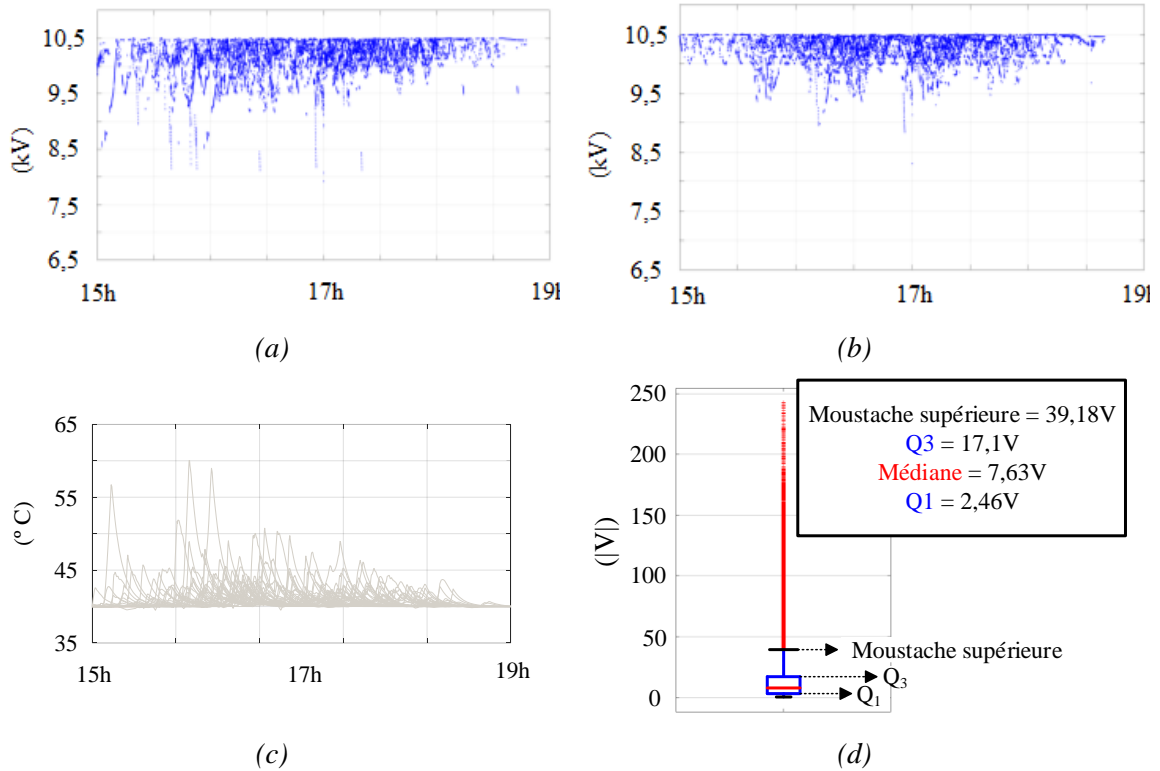


Figure II.26 – Simulation de la ligne Paris-Strasbourg électrifiée à 9 kV DC ($S_{caténaire} = 377\text{mm}^2$ et 9 sous-stations).

- a) Tension pantographe des trains roulant de Paris à Strasbourg en fonction du temps.
- b) Tension pantographe des trains roulant de Strasbourg à Paris en fonction du temps.
- c) Températures de la caténaire en fonction du temps.
- d) Diagramme en boîte des tensions rail-sol en valeur absolue.

Dans le paragraphe II.5.6, nous avons montré que la distance entre les sous-stations impacte fortement la tension rail-sol. Afin de diminuer la valeur maximale de cette tension, nous avons repris l'étude en ajoutant une sous-station. La Figure II.27 présente le nouveau circuit électrique de la ligne Paris-Strasbourg avec 10 sous-stations équi-réparties. La Figure II.28 (a) présente les tensions des trains roulant de Paris à Strasbourg tandis que la Figure II.28 (b) présente les tensions des trains roulant de Strasbourg à Paris. Celles-ci restent toujours supérieures à la tension minimale permise [Tableau II.1]. Les Figure II.28 (c) et (d) montrent respectivement les températures estimées le long de la caténaire en fonction du temps et le diagramme en boîte de la tension rail-sol en valeur absolue. Nous notons que la limite maximale de 150 V est dépassée seulement à certains instants (0,0001% des observations avec un max à 165 V) dont la durée est de l'ordre de quelques secondes.

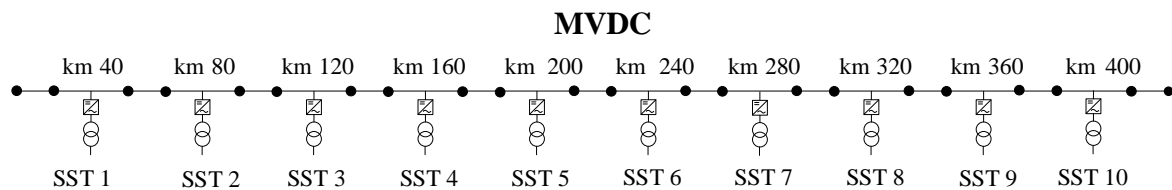


Figure II.27 – Electrification à 9 kV DC de la LGV Paris-Strasbourg avec 10 sous-stations.

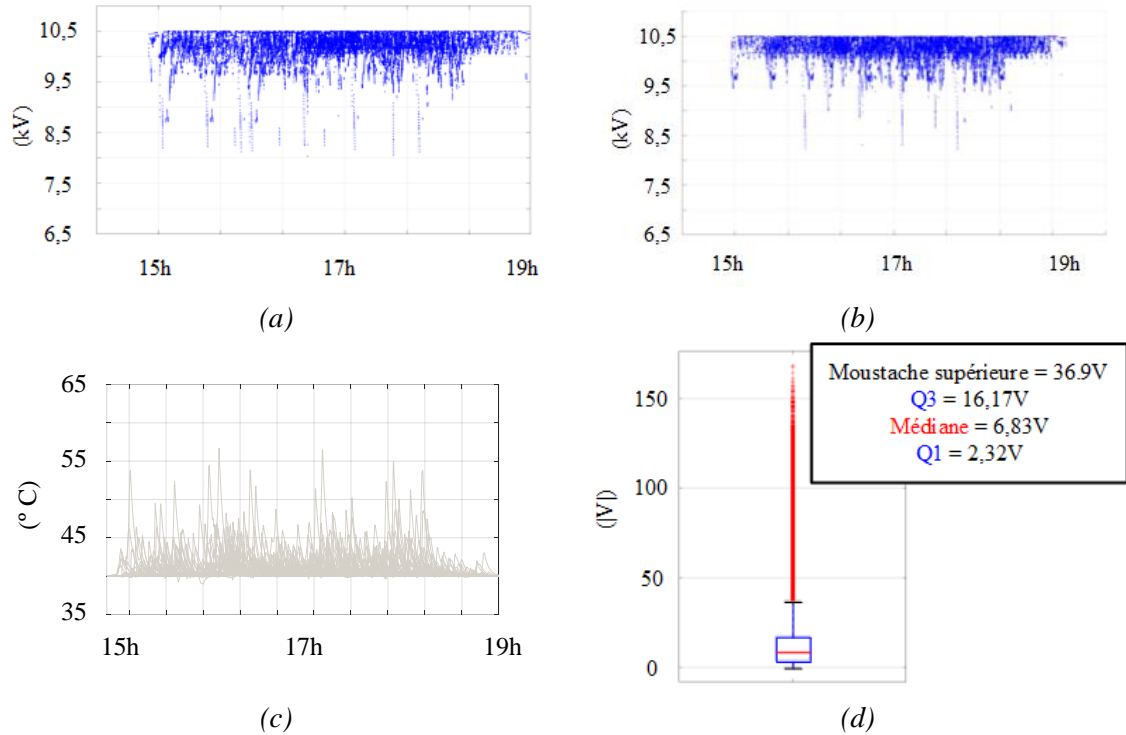


Figure II.28 – Résultats de la simulation de la ligne Paris-Strasbourg électrifiée en 9 kV ($S_{caténaire} = 377\text{mm}^2$ et 10 sous-stations).

- a) Tension pantographe en fonction du temps pour les trains roulant de Paris à Strasbourg.
- b) Tension pantographe en fonction du temps pour les trains roulant de Strasbourg à Paris.
- c) Températures de la caténaire en fonction du temps.
- d) Diagramme en boîte des tensions rail-sol en valeur absolue.

II.8.4 Comparaison entre l'électrification à 2x25 kV AC et à 9 kV DC

Les Figure II.29 et II.30 représentent, respectivement le cas 2x25 kV AC et 9kV DC, les diagrammes en boîte des puissances actives fournies par les sous-stations de la ligne Paris-Strasbourg. Pour le cas de l'électrification AC, les résultats ont été produits à l'aide du logiciel *ESMERALDA* développé par la SNCF [21]. Il est actuellement utilisé pour modéliser les lignes ferroviaires existantes afin de tracer le plan des tensions aux pantographes compte tenu de la grille de trafic. Il ressort très clairement des deux figures que les distributions de puissance pour le cas AC sont plus dissymétriques par rapport à celle du cas DC, en outre les diagrammes en boîte présentent des valeurs interquartile (Q3-Q1) plus grandes. De plus, nous constatons que pour les sous-stations au Pk 125 et Pk 234 (SST-Pk 125 et SST-Pk 234), les valeurs adjacentes supérieures dépassent 30 MW. Tous ces éléments impliquent des distributions de puissance très fluctuant et déplacées vers des valeurs plus élevées. Tout cela se traduit par un surdimensionnement des sous-stations en AC, avec des puissances installées, maximales et moyennes, supérieures à celles obtenues dans le cas de l'électrification MVDC.

Cet écart sur les puissances est imputable à la différence de configuration des circuits électriques AC et DC. En effet, comme cela a été dit précédemment, en AC la segmentation

de la caténaire en secteurs électriquement isolés « surcharge » les sous-stations. En revanche, pour l'électrification MVDC, le circuit assure une continuité électrique et la puissance fournie à un train est répartie entre les sous-stations adjacentes.

Dans la Figure II.29, il est à noter que la sous-station au Pk 330 km s'avère être pas trop chargée comparée aux autres. En effet, elle alimente un secteur court de la ligne et correspond à une zone où la grille de trafic est peu chargée (du Pk 318 au Pk 352,5), conformément à la Figure II.25 (b).

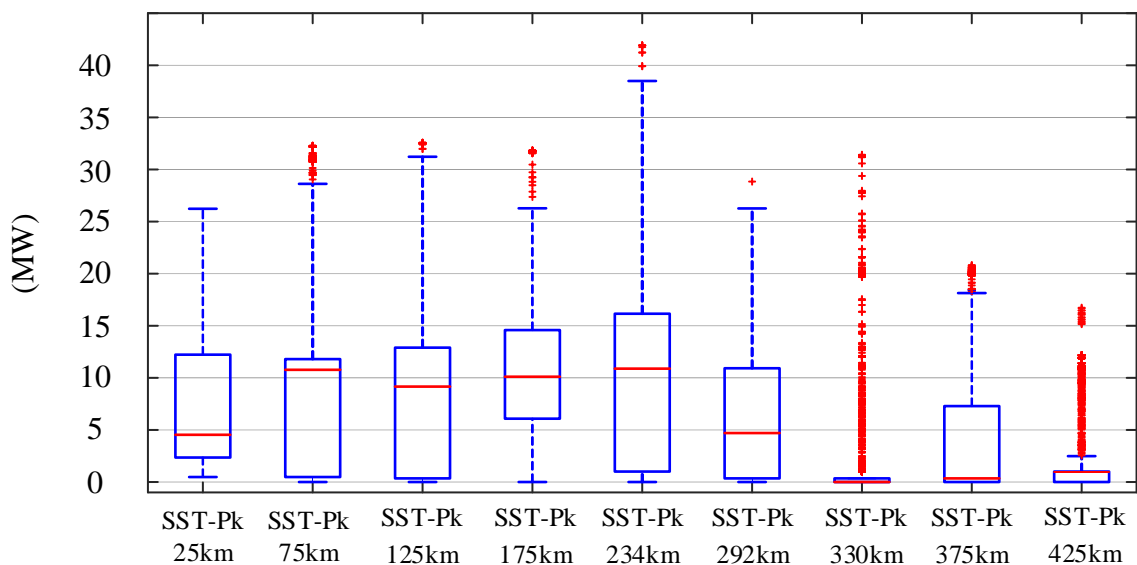


Figure II.29 – Diagrammes en boîte des puissances actives instantanées fournies par les sous-stations de la ligne Paris-Strasbourg électrifiée en 2x25 kV AC.

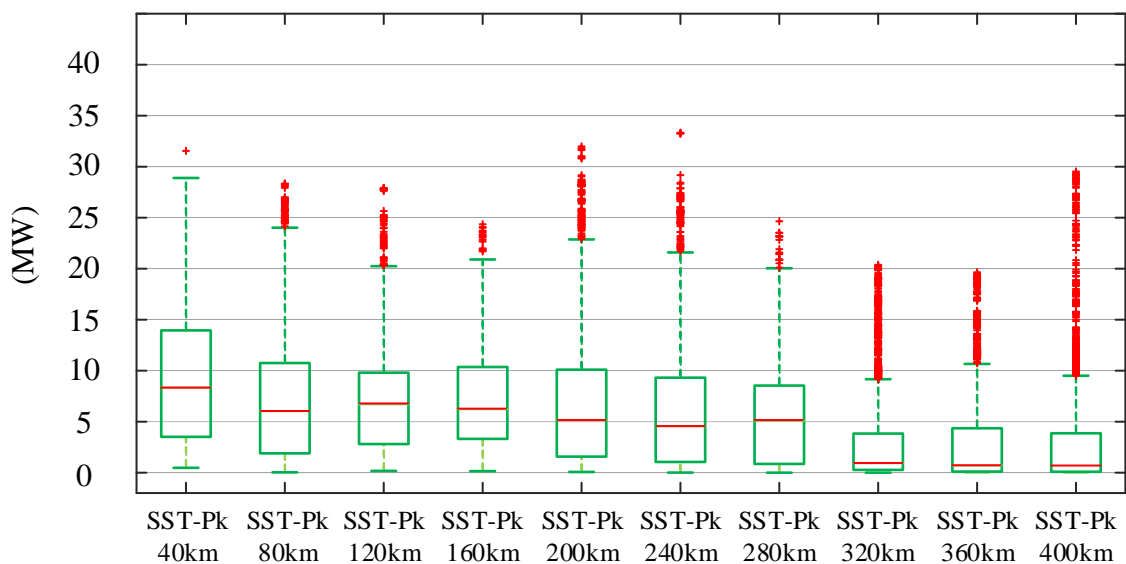


Figure II.30 Diagrammes en boîte des puissances actives fournies par les sous-stations de la ligne Paris-Strasbourg électrifiée en 9 kV DC avec 10 SST.

Dans le cas de l'électrification 25 kV AC, il faut prendre en compte aussi la puissance réactive fournie par les sous-stations. Celle-ci aura une répercussion sur la puissance

apparente du transformateur de la sous-station. Ainsi, la Figure II.31 montre les diagrammes en boîte des puissances réactives fournies par les sous-stations de la LGV.

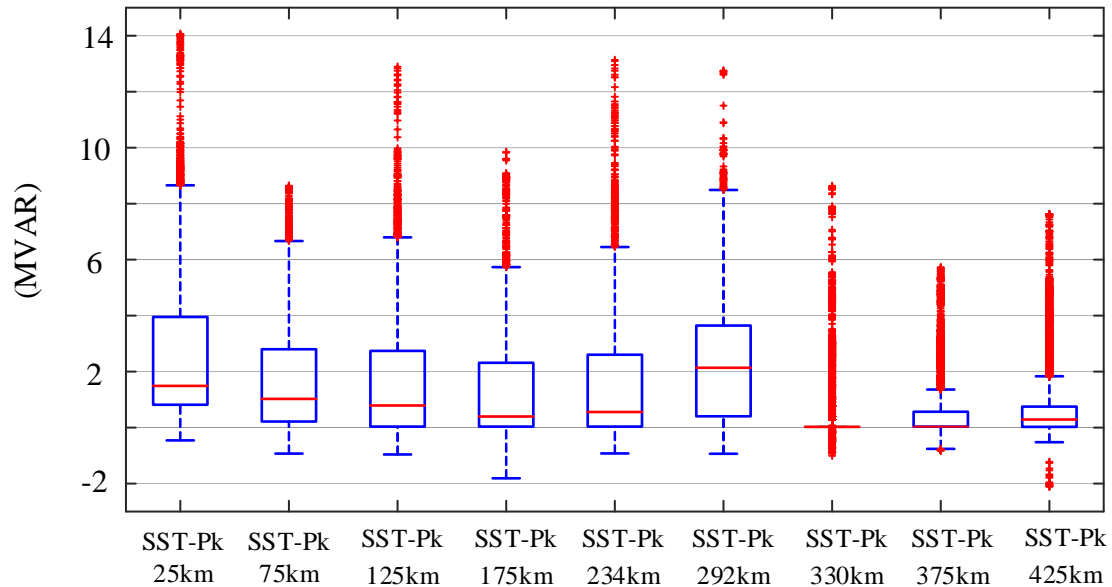


Figure II.31 – Diagrammes en boîte des puissances réactives fournies par les sous-stations de la ligne Paris-Strasbourg électrifiée en 2x25 kV AC.

La Figure II.32 compare les consommations d'énergies pour les deux systèmes d'électrification. Le calcul des énergies dans le cas DC prend en compte les pertes dans le rail et dans la caténaire, pour le cas AC, le calcul prend en compte aussi les pertes totales (cuivre + fer) des autotransformateurs. La Figure II.32 (a) présente les énergies fournies par les sous-stations distribuées le long le rail. La différence entre les sous-stations dépend de l'infrastructure considérée (AC ou bien DC) et de la grille de trafic. Bien entendu, il faut aussi noter que les sous-stations ne sont pas placées aux mêmes Pk. La Figure II.32 (b) présente la somme des énergies délivrées par les sous-stations pour le cas AC et DC et la somme des énergies absorbées par les trains. Nous remarquons que les pertes totales représentent 5,7% de l'énergie totale fournie par les sous-stations pour ce qui concerne le cas AC. En revanche, dans le cas de l'électrification MVDC les pertes ne représentent plus que 3,7% de l'énergie totale fournie par les sous-stations. La mise en parallèle des sous-stations, l'absence de puissance réactive et l'absence des autotransformateurs, contribuent à une réduction des pertes dans le système avec finalement une meilleure utilisation du cuivre de la caténaire.

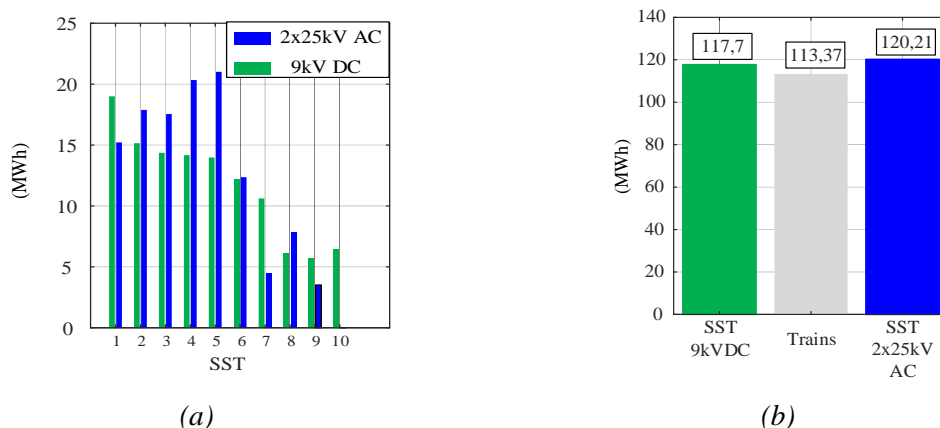


Figure II.32 – Comparaison entre les systèmes d'électrification 9 kV DC et 2x25 kV AC.
a) Energies délivrées par les sous-stations installées le long de la LGV.
b) Energie totale délivrée par les sous-stations et énergie totale absorbée par les engins.

Finalement, le récapitule les équipements électriques nécessaires pour garantir le trafic ferroviaire tout en respectant la contrainte de tension entre le rail et le sol, de température de la caténaire et de tension au pantographe.

	2 x 25 kV AC	9 kV DC
<i>Secteurs</i>	16	1
<i>Sous-stations AC (2 x 30 MVA)</i>	7	0
<i>Sous-stations AC (1 x 30 MVA)</i>	2	0
<i>Sous-stations DC (1 x 30 MVA)</i>	0	9
<i>Sous-stations DC (1 x 40 MVA)</i>	0	1
<i>Autotransformateurs (15 MVA)</i>	30	0
<i>Sections de séparation</i>	15	0
<i>PMP</i>	0	20
<i>Puissance totale des sous-stations installées</i>	480	310

Tableau II.12 – Équipements électriques de la ligne Paris-Strasbourg pour les électrifications MVAC et MVDC (avec 10 sous-stations en DC).

II.9 Conclusion

L'objectif de cette étude était d'évaluer l'intérêt d'une électrification ferroviaire en courant continu moyenne tension. Nous avons déterminé la section caténaire et l'espacement entre les sous-stations, les paramètres qui permettent d'assurer une grille de trafic avec le bon plan de tension. Nous avons développé un outil de calcul qui a permis l'estimation de ces grandeurs pour une ligne à double voie. L'algorithme a été exécuté pour un service de transport voyageurs régional et un service de transport voyageurs à grande

CHAPITRE II

vitesse. Les plages de fonctionnement en termes de distance entre les sous-stations et de section de la caténaire ont été tracées pour différentes valeurs de tension nominale. Nous avons pu constater que la diminution de la section de la caténaire est limitée par la contrainte de température et l'écartement des sous-stations est limité par la contrainte de tension rail-sol.

Nous avons pu montrer qu'à partir d'une tension nominale de 7,5 kV l'électrification en courant continu moyenne tension commence à devenir intéressante. En effet, il est possible d'électrifier les lignes avec des distances entre les sous-stations et des sections de caténaire comparables aux lignes électrifiées en 25kV alternatif. Le Tableau II. 13, synthétise, pour différents niveaux de tension caténaire, les résultats obtenus en termes de sections minimales et de distances maximales entre sous-stations.

<i>TENSION NOMINALE (KV)</i>	LIGNE CLASSIQUE		LIGNE A GRANDE VITESSE	
	Section caténaire (mm ²)	Espacement sous-stations (km)	Section caténaire (mm ²)	Espacement sous-stations (km)
6	420	42	450	36
7,5	380	48	380	42
9	310	52	360	46
10,5	280	57	300	51
12	250	61	270	55

Tableau II. 13 – Distance maximale entre sous-stations à section minimale de caténaire pour différentes tensions nominales.

Nous avons validé les résultats obtenus par l'algorithme de calcul en considérant un cas réel. La ligne Paris-Strasbourg a été choisie parce qu'elle présente une grille de trafic plutôt régulière et donc analogue à celle considérée au paragraphe II-2. Les simulations ont pris en compte la vraie grille de trafic de la ligne entre 15h et 19h et nous avons ainsi montré que la ligne pouvait être électrifiée en courant continu avec une tension nominale de 9 kV tout en gardant le même nombre et la même distribution des sous-stations. Ceci sans jamais franchir les limites de température maximale et de tension pantographe minimale. Par contre, l'analyse des résultats de simulation, nous a permis de constater que la limite de tension rail-sol était ponctuellement franchie. Pour satisfaire à la norme, nous sommes passés à un total de 10 sous-stations équiréparties le long de la ligne. Par la suite, nous avons comparé les deux systèmes d'électrification du point de vue de la puissance des sous-stations et de la consommation d'énergie. Dans le cas de l'électrification en MVDC, outre l'absence de puissance réactive, la puissance active est mieux répartie entre les sous-stations ce qui conduit à une meilleure utilisation du cuivre de la caténaire, une puissance totale d'équipement installée plus basse tout en ayant un rendement du circuit de traction plus élevé malgré une tension nominale inférieure.

Reference bibliographique - CHAPITRE II

- [1] A. Gómez-Expósito, J. M. Mauricio, et J. M. Maza-Ortega, « VSC-Based MVDC Railway Electrification System », *IEEE Trans. Power Deliv.*, vol. 29, n° 1, p. 422-431, févr. 2014.
- [2] P. Leander et S. Ostlund, « A concept for an HVDC traction system », in *International Conference on Main Line Railway Electrification 1989*, 1989, p. 169-173.
- [3] B. Stott, « Review of load-flow calculation methods », *Proc. IEEE*, vol. 62, n° 7, p. 916-929, juill. 1974.
- [4] D. Das, D. P. Kothari, et A. Kalam, « Simple and efficient method for load flow solution of radial distribution networks », *Int. J. Electr. Power Energy Syst.*, vol. 17, n° 5, p. 335-346, oct. 1995.
- [5] R. Wiget et G. Andersson, « DC optimal power flow including HVDC grids », in *2013 IEEE Electrical Power Energy Conference*, 2013, p. 1-6.
- [6] « IEEE Standard for Calculating the Current-Temperature Relationship of Bare Overhead Conductors », *IEEE Std 738-2012 Revis. IEEE Std 738-2006 - Inc. IEEE Std 738-2012 Cor 1-2013*, p. 1-72, déc. 2013.
- [7] « Railway Applications-Fixed Installations-Part 1: Protective Provisions Relating to Electrical Safety and Earthing. », *International Standard IEC 62-128-1*, 2003.
- [8] R. W. B. Stell, « Maximum Permissible Rail Potential », *IEEE Veh. Technol. Mag.*, vol. 6, n° 3, p. 99-105, sept. 2011.
- [9] S. Jamali, M. M. Alamuti, et M. Savaghebi, « Effects of different earthing schemes on the stray current in rail transit systems », in *2008 43rd International Universities Power Engineering Conference*, 2008, p. 1-5.
- [10] D. Paul, « DC traction power system grounding », *IEEE Trans. Ind. Appl.*, vol. 38, n° 3, p. 818-824, mai 2002.
- [11] R. Fotouhi et S. Farshad, « A new novel power electronic circuit to reduce stray current and rail potential in DC railway », in *2008 13th International Power Electronics and Motion Control Conference*, 2008, p. 1575-1580.
- [12] M. Niasati et A. Gholami, « Evaluation of rail potential control devices performance for control of rail potential of DC electrified railway systems », in *2008 International Conference on Railway Engineering - Challenges for Railway Transportation in Information Age*, 2008, p. 1-7.
- [13] « http://eas-pc.pagesperso-orange.fr/pages/courants_vagabonds.htm ».
- [14] C.-H. Lee et C.-J. Lu, « Assessment of grounding schemes on rail potential and stray currents in a DC transit system », *IEEE Trans. Power Deliv.*, vol. 21, n° 4, p. 1941-1947, oct. 2006.
- [15] J. V. Rodriguez et J. S. Feito, « Calculation of remote effects of stray currents on rail voltages in dc railways systems », *IET Electr. Syst. Transp.*, vol. 3, n° 2, p. 31-40, juin 2013.
- [16] Kiessling, Puschmann, Schmieder, et Schneider, *Contact Lines for Electric Railways*, Third edition.

- [17] R. J. Hill, « Electric railway traction. Part 3. Traction power supplies », *Power Eng. J.*, vol. 8, n° 6, p. 275-286, déc. 1994.
- [18] R. Schmedes, « Traction Power 2x25kV Autotransformer Feed Type Electrification System & System Voltages », *Calif. High-Speed Train Proj. Tech. Memo.*, p. 19, avr. 2010.
- [19] E. Pilo, L. Rouco, et A. Fernandez, « A reduced representation of 2/spl times/25 kV electrical systems for high-speed railways », in *Proceedings of the 2003 IEEE/ASME Joint Railroad Conference, 2003.*, 2003, p. 199-205.
- [20] M. Le Guen, « La boîte a moustaches pour sensibiliser a la statistique », *Bull. Sociol. Methodol. Méthodologie Sociol.*, vol. 73, n° 1, p. 43-64, janv. 2002.
- [21] N. Haddad, C. Catoire, E. Sourdille, et M. Cucchiaro, « Integrated solutions for calculus of electromagnetic perturbation of railway track with real traffic conditions », p. 4.

CHAPITRE III

Évolution du système
d'électrification 1,5 kV vers le
nouveau système 9 kV.

III.1 Introduction

Comme nous l'avons évoqué dans le chapitre I, il y a près de 6000 km de lignes électrifiées en 1,5 kV DC sur le réseau ferré français. Dans certains secteurs, il est aujourd'hui impossible de faire face à une augmentation de la puissance des trains ou du trafic car les solutions classiques (création de nouvelles sous-stations ou renforcement de la caténaire) pour garantir suffisamment de tension au pantographe des engins de traction ne peuvent pas être mises en œuvre.

Dans le deuxième chapitre, nous avons mis en évidence l'intérêt d'une électrification en courant continu moyenne tension (MVDC) pour la traction ferroviaire. Cependant, si sa mise en œuvre paraît envisageable d'ici quelques années dans des pays émergents où l'électrification des voies ferrées est entièrement à développer, l'implantation de ce nouveau système MVDC sur le territoire national, et à l'échelle européenne, ne peut pas s'envisager à court terme. Il est en effet impossible de modifier simultanément les engins et l'infrastructure. Ainsi, ce troisième chapitre s'intéresse à une solution permettant d'accompagner à moyen terme le basculement d'une électrification classique en 1,5 kV DC (ou 3 kV DC) vers une électrification en 9 kV DC.

Dans la première partie du chapitre, nous proposons une stratégie permettant de faire évoluer le système 1,5 kV DC vers un système 9 kV DC. Pour une zone donnée, en attendant que le parc d'engins de traction soit adapté pour fonctionner sous une caténaire à 9 kV DC, nous proposons une étape intermédiaire où le système d'électrification 9 kV est déployé parallèlement au système 1,5 kV. Des transformateurs électroniques 9kV/1,5 kV permettent alors de renforcer l'électrification existante et de supprimer certaines sous-stations intermédiaires. Au terme de la période de transition, le niveau de tension 1,5 kV sera complètement supprimé et la totalité de l'infrastructure ainsi que les engins de traction fonctionneront alors en 9 kV.

Tout d'abord, une étude exploratoire est conduite afin de vérifier la faisabilité de l'étape intermédiaire proposée. Nous prenons un cas classique concernant une ligne à double voie alimentée par des sous-stations régulièrement espacées et avec une grille de trafic peu chargée compatible avec une électrification 1,5 kV. Nous prenons ensuite comme cas d'étude le secteur entre Lamothe et Saint-Paul de la ligne Bordeaux-Hendaye avec sa grille de trafic réelle et nous effectuons une comparaison en considérant les différentes étapes d'évolution de l'électrification.

Dans la deuxième partie du chapitre, nous proposons une structure de conversion 9 kV/1,5 kV pouvant remplir la fonction de transformateur électronique avec un rendement élevé tout en ayant un volume réduit afin de faciliter son implantation en bordure de voie.

III.2 Stratégie de basculement du système 1.5 kV vers le système 9 kV

III.2.1 Électrification classique à 1,5 kV DC

Pour notre étude, nous considérons une section de ligne à double voie de 75 km de long, alimentée par des sous-stations espacées de 15 km et équipée de PMP entre ces sous-stations (Figure III.1). Nous supposons une grille de trafic uniforme sur les deux voies avec des trains qui se déplacent à une vitesse constante de 80 km/h et qui absorbent une puissance constante de 2 MW. Dans chaque sens de circulation, les trains sont espacés de 11 minutes. La section équivalente de la caténaire est égale à 600 mm^2 pour chaque voie. Les paramètres électriques du réseau ferroviaire qui seront considérés pour l'étude sont les mêmes que ceux indiqués dans le Tableau II.2, avec une résistance interne de sous-station de $25 \text{ m}\Omega$.

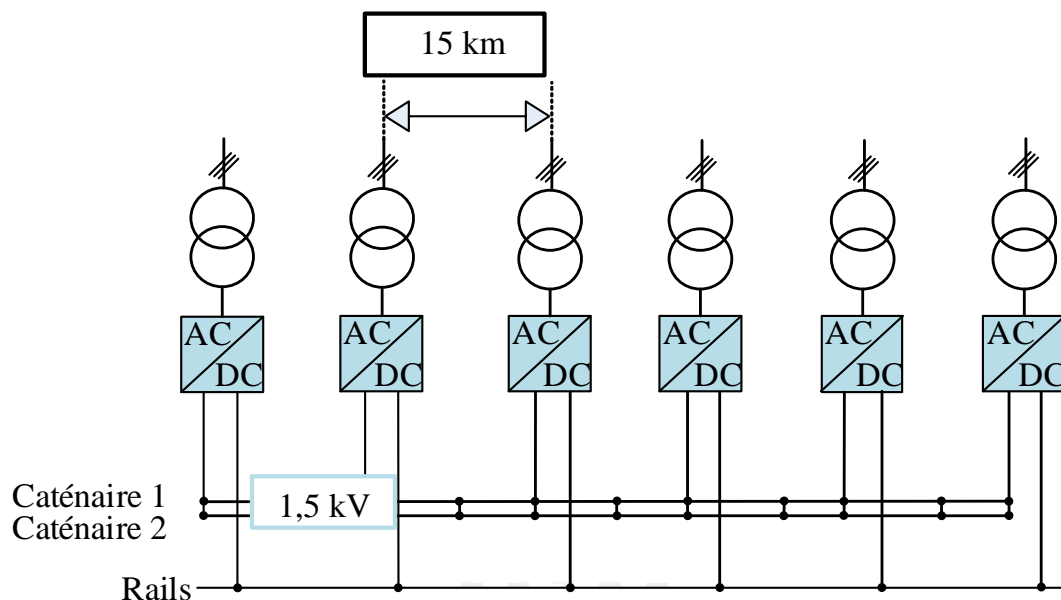


Figure III.1 - Électrification classique à 1,5 kV.

Pour l'étude, nous considérons que les files de rails sont électriquement en parallèle et nous prendrons donc pour l'ensemble des rails une résistivité divisée par deux. La Figure III.2 présente les résultats de simulation correspondants à ce cas d'étude.

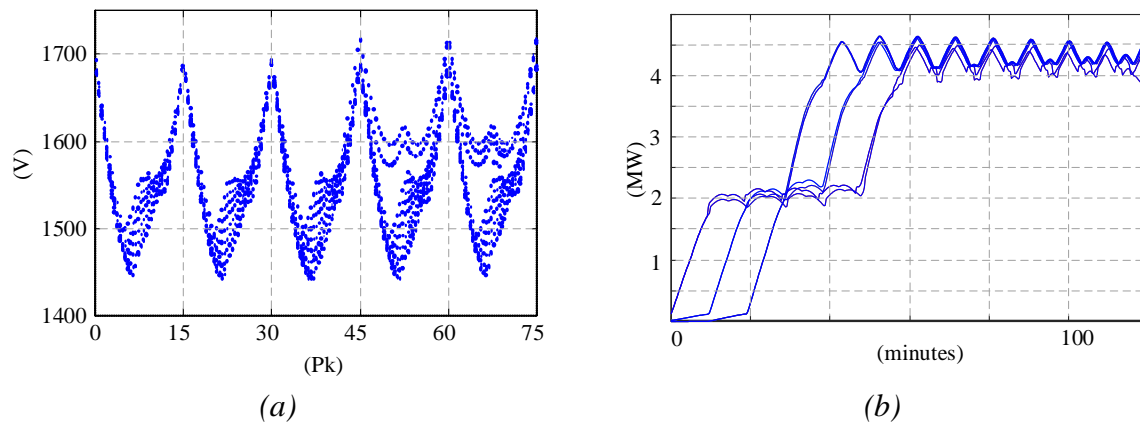


Figure III.2 – Résultats des simulations.

a) Tensions aux pantographes.

b) Puissance fournie par les sous-stations.

Le tracé de gauche présente les tensions aux pantographes, tandis que celui de droite indique les puissances absorbées au niveau des sous-stations. En observant le niveau des tensions aux pantographes, la ligne ne s'avère pas être surchargée avec la marche des trains considérés. En effet, les tensions aux pantographes sont toujours supérieures à 1,4 kV. Étant donné que la grille de trafic est symétrique, les tensions de la Figure III.2 (a) se référeront uniquement aux trains circulants de gauche à droite.

III.2.1.1 Électrification intermédiaire avec plusieurs convertisseurs

La Figure III.3 présente l'état intermédiaire entre l'électrification 1,5 kV DC et l'électrification à 9 kV DC. Tout d'abord, s'il n'est pas déjà présent, un feeder est déployé parallèlement à la caténaire et alimenté sous une tension de 9 kV DC à partir de groupes transformateur-redresseur spécifiques installés dans certaines sous-stations. L'emplacement de ces nouveaux groupes sera choisi en tenant compte du trafic ferroviaire et de son évolution future, de la section de la future ligne aérienne et des limites de tension rail-sol. Dans la perspective de faire basculer l'électrification de la caténaire à 9 kV DC, il convient a priori de réfléchir à l'optimisation de l'infrastructure en termes de distances entre les sous-stations et de sections de la caténaire. La Figure III.3 présente un cas où 4 sous-stations sur 6 sont remplacées par des convertisseurs DC/DC. Évidemment, compte tenu du fait que les convertisseurs DC/DC régulent leur tension et/ou leur courant de sortie, il est possible d'améliorer le plan de tension aux pantographes, de charger plus ou moins les sous-stations voire d'améliorer la continuité du service en cas de perte d'un point d'alimentation. De plus, une partie de la puissance nécessaire à l'alimentation du circuit de traction sera transportée via le feeder 9 kV, ce qui permettra de réduire globalement les pertes dans le système d'électrification.

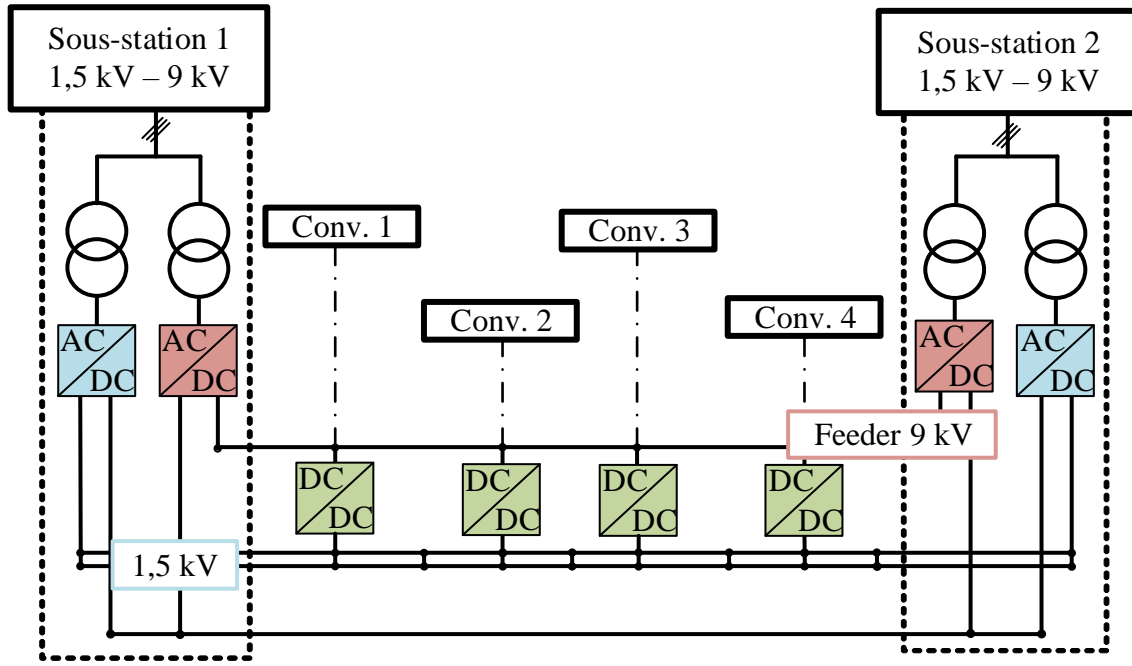


Figure III.3 – Électrification intermédiaire avec quatre convertisseurs DC/DC.

III.2.1.2 Modélisation du convertisseur DC-DC

L'étude présentée dans ce chapitre a été effectuée à l'aide du logiciel Matlab®. Celui-ci a été utilisé pour la résolution du système d'équations du circuit électrique correspondant aux infrastructures modélisées. Pour avoir plus de détails concernant les méthodes de modélisation et de résolution du problème, le lecteur pourra se reporter au chapitre II.

Le convertisseur électronique de puissance modélisé dans notre étude est considéré comme un transformateur pour le courant continu avec un rendement unitaire. Toutefois, son rapport de transformation α est contrôlable par la commande. Le convertisseur permet de maintenir la tension de la caténaire à une valeur de référence en injectant du courant dans le circuit de traction. Le modèle moyen à sources liées du convertisseur DC-DC est présenté à la Figure III.4. Celui-ci repose sur les équations (III.1), (III.2) et (III.3).

$$V_{cat} = V_{f-r} \cdot \alpha; \quad (III.1)$$

$$I_f = I_{conv} \cdot \alpha; \quad (III.2)$$

$$P_{conv} = V_{f-r} \cdot I_f = V_{cat} \cdot I_{conv}; \quad (III.3)$$

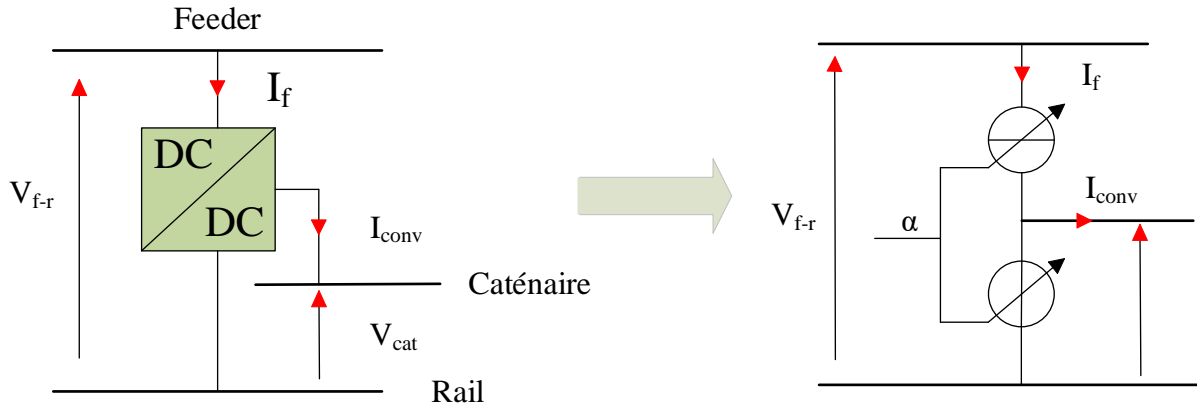


Figure III.4 – Modèle du convertisseur DC-DC avec feeder positif.

Le modèle du convertisseur et sa stratégie de commande ont été intégrés dans le modèle Matlab® qui permet de simuler toute l'infrastructure ferroviaire.

III.2.1.3 Commande du convertisseur remplaçant la sous-station 1,5 kV

Le convertisseur modélisé sous Matlab® est muni de deux boucles de régulation, conformément à la Figure III.5. Nous avons utilisé deux correcteurs PI avec limitation des grandeurs de sorties et munis d'un dispositif d'anti emballement de l'intégrale (anti wind-up). La boucle externe de la tension caténaire fixe la référence de courant injecté dans la caténaire. La boucle interne de courant règle α entre 0,005 et 0,995.

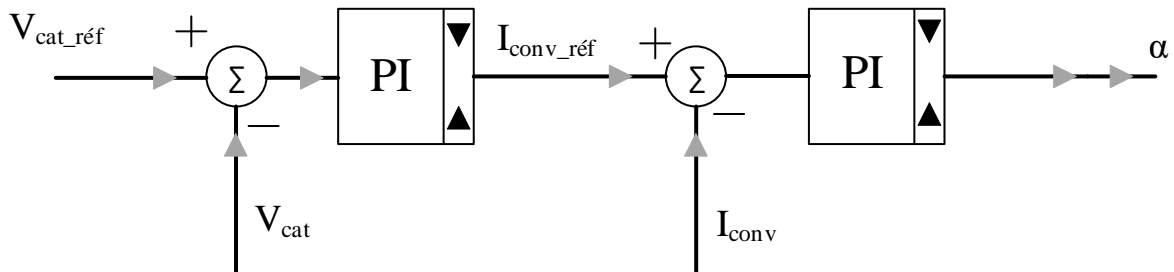


Figure III.5 – Stratégie de commande du convertisseur 9 kV/1,5 kV.

La Figure III.6 présente la stratégie de contrôle du convertisseur choisie. La boucle de tension permet de réguler le potentiel caténaire rail V_{CONV} à une tension de référence notée $V_{CatRéf}$. Cette boucle de régulation est active tant que le courant I_{conv} n'atteint pas une valeur limite notée I_{cat_MAX} . Lorsque le courant I_{conv} atteint cette limite, celui-ci est maintenu constant grâce à la boucle de régulation de courant. Le courant I_{conv} sera ainsi toujours limité, même en cas de court-circuit sur le circuit de traction, le convertisseur sera donc auto-protégé par sa commande. Le choix de I_{cat_max} fixe la puissance de dimensionnement du convertisseur.

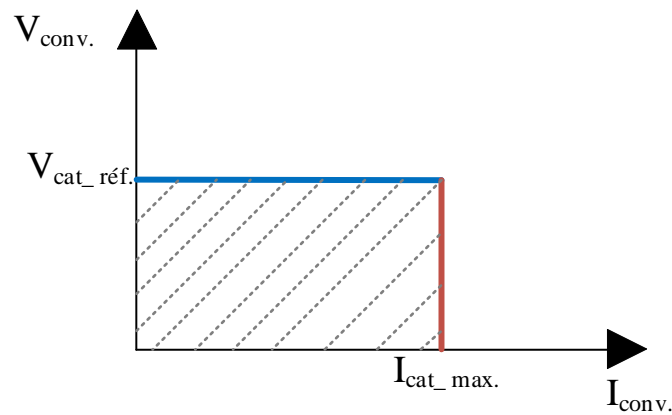


Figure III.6 – Stratégie de contrôle du convertisseur.

III.2.1.4 Résultat des simulations

Nous avons simulé le système de la Figure III.3 représentant une électrification intermédiaire avec 4 convertisseurs DC/DC. Pour ce cas nous avons considéré la même grille de trafic que dans le cas initial. Nous avons choisi une section de feeder de 150 mm^2 par voie, soit une section totale de 300 mm^2 . Cette section de 150 mm^2 est couramment utilisée par la SNCF pour le feeder mais elle s'avère être surdimensionnée pour le problème en cours d'étude, car la densité de courant avec une tension de 9 kV est bien en dessous de la limite communément admise de 5 A/mm^2 .

La Figure III.7 présente les résultats de simulation. La tension de sortie des convertisseurs est régulée en charge à 1720 V. Ce niveau de tension, qui influence la répartition du courant entre les convertisseurs DC/DC et les sous-stations classiques, a été adapté en fonction des caractéristiques de sortie des sous-stations du secteur. Nous constatons que le plan de tension est légèrement amélioré par rapport à celui de l'alimentation classique que nous avons présenté à la Figure III.1. La puissance absorbée par les sous-stations modifiées (1,5 kV-9 kV) augmente puisque celles-ci alimentent aussi le feeder en moyenne tension.

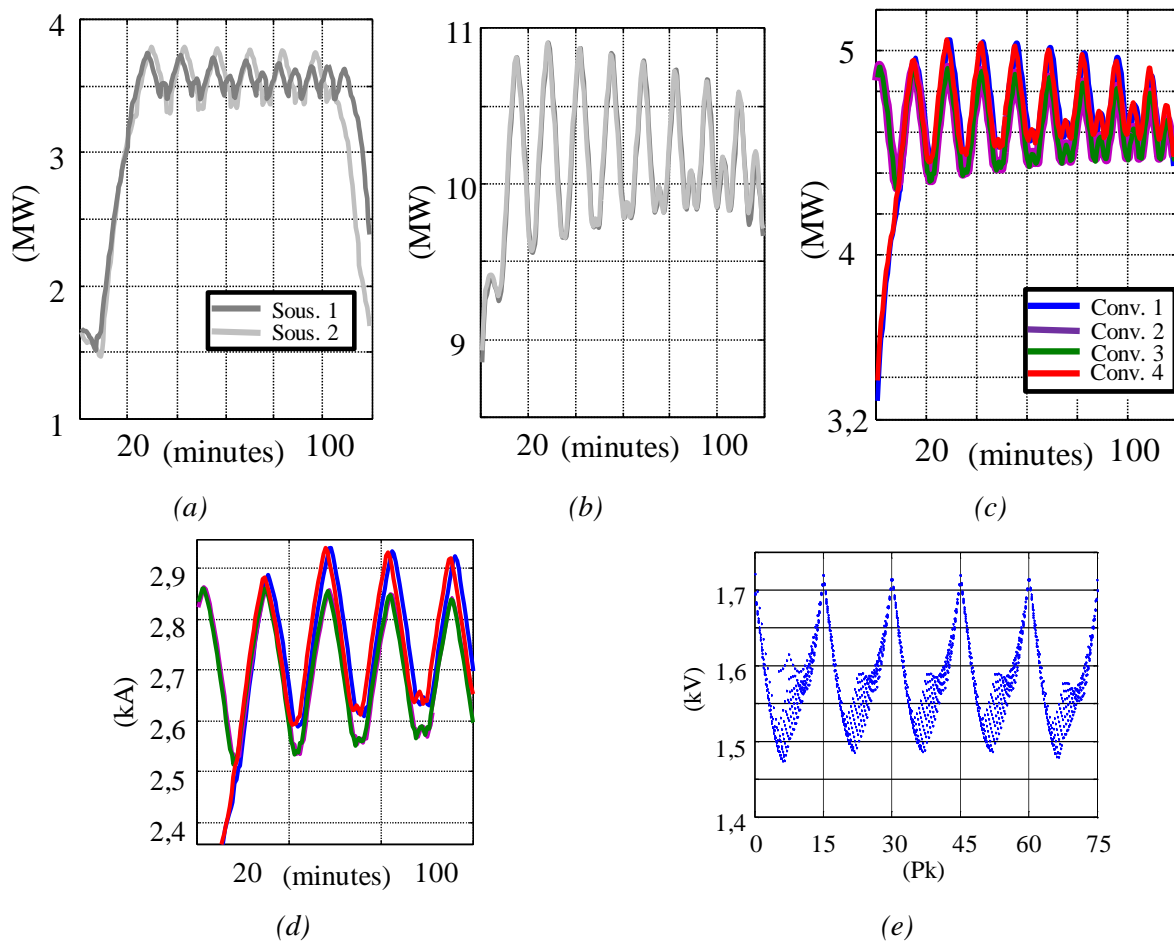


Figure III.7 – Simulations du système ferroviaire de la Figure III.3.

- a) Puissance fournie par les groupes transformateurs-redresseurs 1,5 kV.
- b) Puissance fournie par les groupes transformateurs-redresseurs 9 kV.
- c) Puissance injectée par les convertisseurs DC/DC.
- d) Courants en sortie des convertisseurs DC/DC.
- e) Tensions aux pantographes.

III.2.2 Basculement du système à 9 kV DC

Comme nous l'avons précisé dans l'introduction de ce document, la deuxième étape dans l'évolution d'une électrification DC consiste à faire basculer l'alimentation de la caténaire en moyenne tension. Cela pourra se faire lors de la rénovation de la caténaire et de ses supports qui seront équipés d'isolateurs adaptés au 9 kV. Les groupes redresseurs en 1,5 kV et les convertisseurs DC/DC intermédiaires précédemment installés sont alors supprimés et seuls les groupes redresseurs 9 kV sont conservés. Toutefois, il faut veiller à respecter la limite de tension rail-sol [Chapitre II] et donc choisir correctement le positionnement des sous-stations 9 kV. Rappelons qu'il faut en tenir compte dans la première étape pour ne pas avoir à rajouter de sous-station 9 kV a posteriori.

La nouvelle caténaire aura alors une section en cuivre réduite, et les poteaux seront plus légers, ce qui entraînera une réduction importante du coût de l'infrastructure. De plus, les

convertisseurs DC-DC retirés pourront être réutilisés pour préparer la transition sur une autre ligne. Pour changer de système d'électrification, il est aussi nécessaire d'adapter le matériel roulant, conformément à la Figure III.8. En attendant le développement par les fabricants de matériel roulant d'une chaîne de traction fonctionnant directement sous 9 kV, il est possible d'embarquer un transformateur électronique permettant d'abaisser la tension à 1,5 kV, afin d'alimenter l'onduleur et le moteur de traction. Sa structure sera toutefois plus simple que celles présentée au chapitre I puisque l'étage de conversion alternatif-continu intermédiaire ne sera pas nécessaire. Par ailleurs, le niveau de tension étant plus faible celui-ci nécessitera moins de blocs élémentaires de conversion.

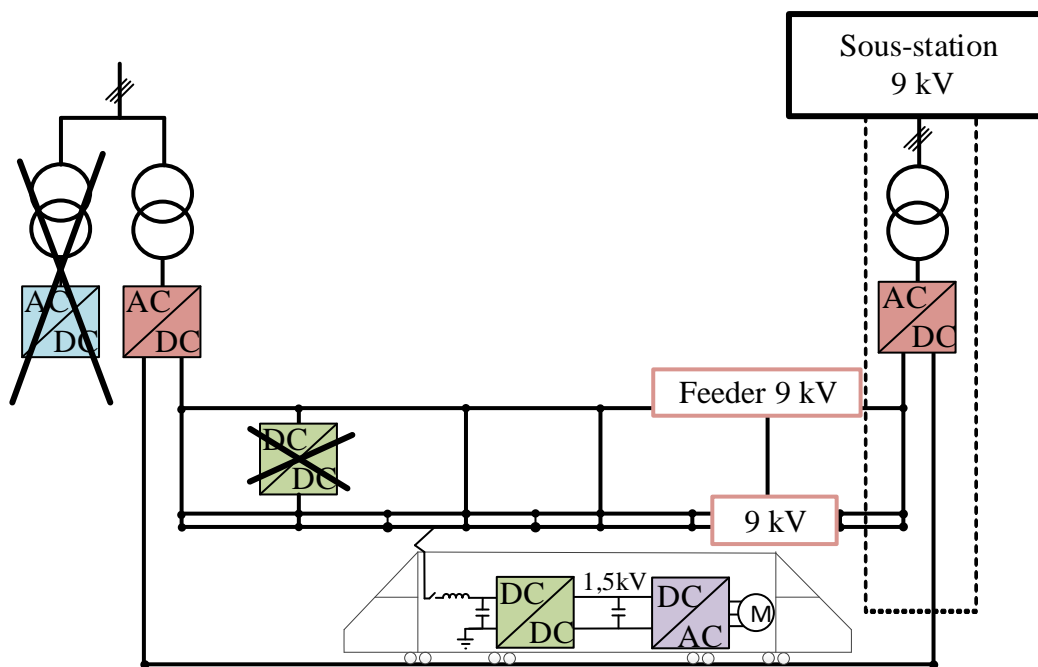


Figure III.8 – Électrification finale. Basculement à 9 kV.

III.3 Cas d'étude : la ligne Bordeaux-Hendaye

III.3.1 Électrification à 1,5 kV DC

Afin de valider la stratégie de basculement proposée, nous avons considéré un secteur de la ligne réelle électrifiée à 1,5 kV et située entre Hendaye et Bordeaux. Nous avons choisi le tronçon de ligne entre Lamothe et Saint-Paul, car il ne présente pas de croisement avec une autre ligne et est donc plus facile à modéliser. Conformément à la Figure III.9, la ligne est équipée de six sous-stations et de cinq PMP distribués sur 100 km. Au fil des années, les sections de la ligne souffrant d'une tension basse ont été renforcées en incrémentant à chaque fois la section de la caténaire. Par conséquent, aujourd'hui, la ligne a une section qui varie entre 750 mm² et 1000 mm². Afin de simplifier la modélisation, nous avons considéré que la ligne ne possède qu'un seul conducteur par voie ayant une section moyenne de 850 mm². De plus,

nous n'avons considéré les deux files de rail comme un conducteur homogène, ce qui conduit à diviser par deux la résistance électrique. Le Tableau III.1 indique les caractéristiques électriques du circuit de traction et des sous-stations 1,5 kV considérés. Elles sont les mêmes que celles considérées pour l'étude effectuée dans le chapitre II.

R_o [(Ω/m)* m^2]	λ [(Ω/kg)* m]	Type de rail [kg/m]	R_{int} Sous-station 1,5 kV [m Ω]
$1.88 \cdot 10^{-8}$	$0.9 \cdot 10^{-3}$	60	25

Tableau III.1 – Caractéristiques du rail, de la caténaire et de la sous-station à 1,5 kV.

La Figure III.10 (a) représente la grille de trafic réelle considérée et la Figure III.10 (b) présente la puissance absorbée par les trains. La grille de trafic et la puissance des trains ont été fournies par la SNCF. Elles font référence à une demi-journée de circulation de trains. Afin de garder un temps de simulation acceptable, nous avons décidé de considérer seulement la partie de grille de trafic la plus chargée et correspondant à une durée d'environ 40 minutes. La Figure III.10 (c) présente les puissances fournies par les sous-stations en fonction du temps. La Figure III.10 (d) présente les tensions aux pantographes des trains en fonction du Pk. Dans ce cas, la tension reste supérieure à la limite minimale (1100 V) imposée par la norme [1]. Toutefois, approximativement au Pk 138 elle s'avère être inférieure à 1300 V, ce qui représente la valeur de tension en dessous de laquelle la puissance absorbée par les trains est limitée. Ce qui se traduit par une réduction de la vitesse des trains.

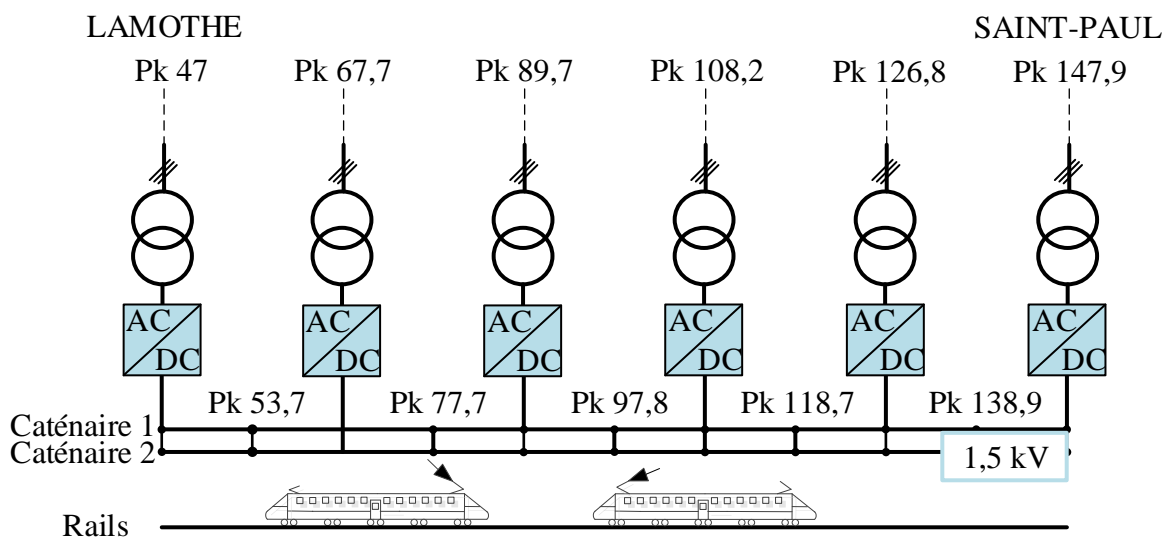


Figure III.9 – Section entre Lamothe et Saint-Paul de la ligne Bordeaux-Hendaye électrifiée à 1,5 kV DC.

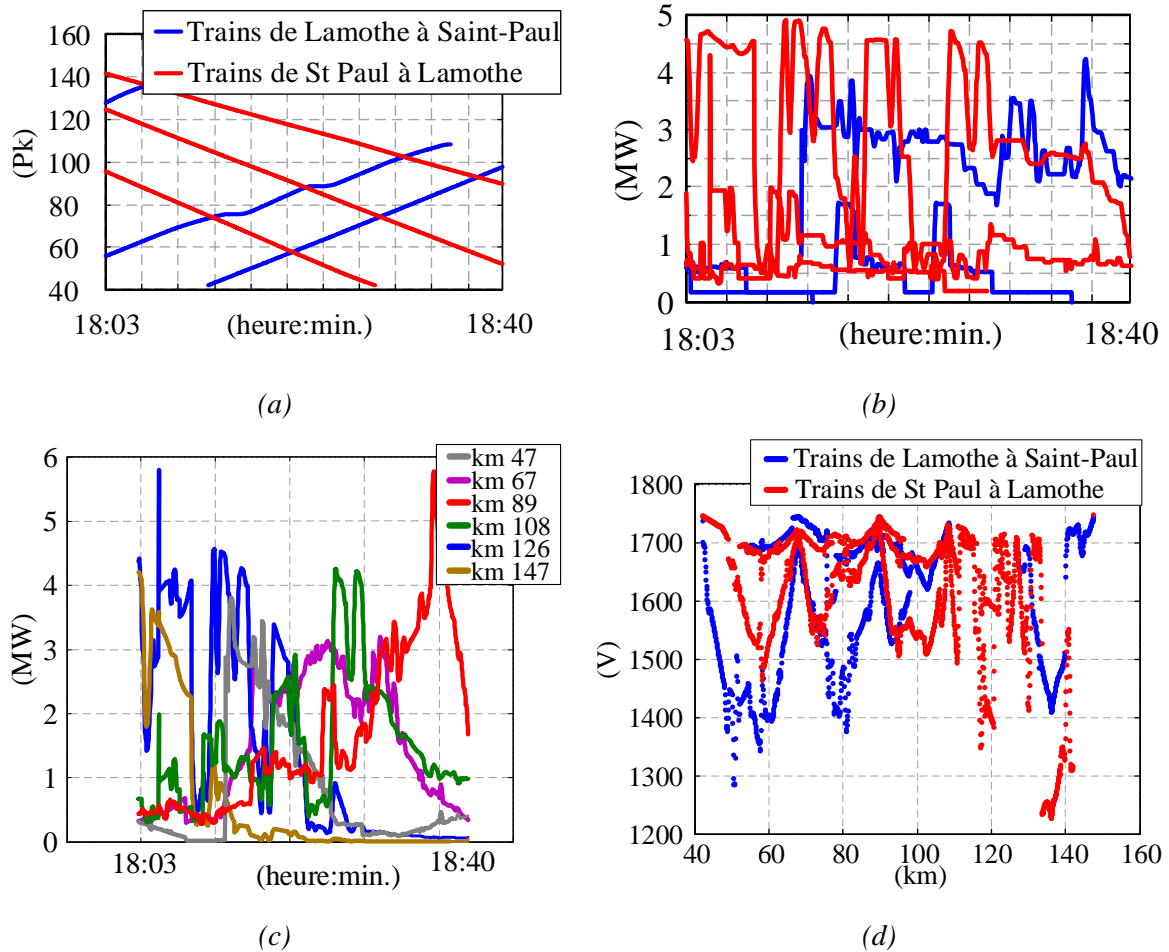


Figure III.10 – Électrification à 1,5 kV. Résultats de la simulation du secteur entre Lamothe et Hendaye de la ligne Bordeaux-Hendaye.

- a) Grille de trafic.
- b) Puissances absorbées par les trains en fonction du temps.
- c) Puissances fournies par les sous-stations en fonction du temps.
- d) Tensions aux pantographes en fonction du Pk.

III.3.2 Électrification intermédiaire 1,5 kV DC-9 kV DC

Dans les sous-stations de Lamothe et de Saint-Paul, nous avons ajouté les groupes redresseurs 9 kV qui vont alimenter le feeder dont la section totale a été fixée à 300 mm². La section de la caténaire reste inchangée.

Nous avons ensuite supprimé les sous-stations situées entre Lamothe et Saint-Paul (Pk 67,7, Pk 89,7, Pk 108,2 et Pk 126,8) et nous les avons remplacé par des convertisseurs 9 kV/1,5 kV alimentés à partir du feeder 9 kV, conformément à la Figure III.11.

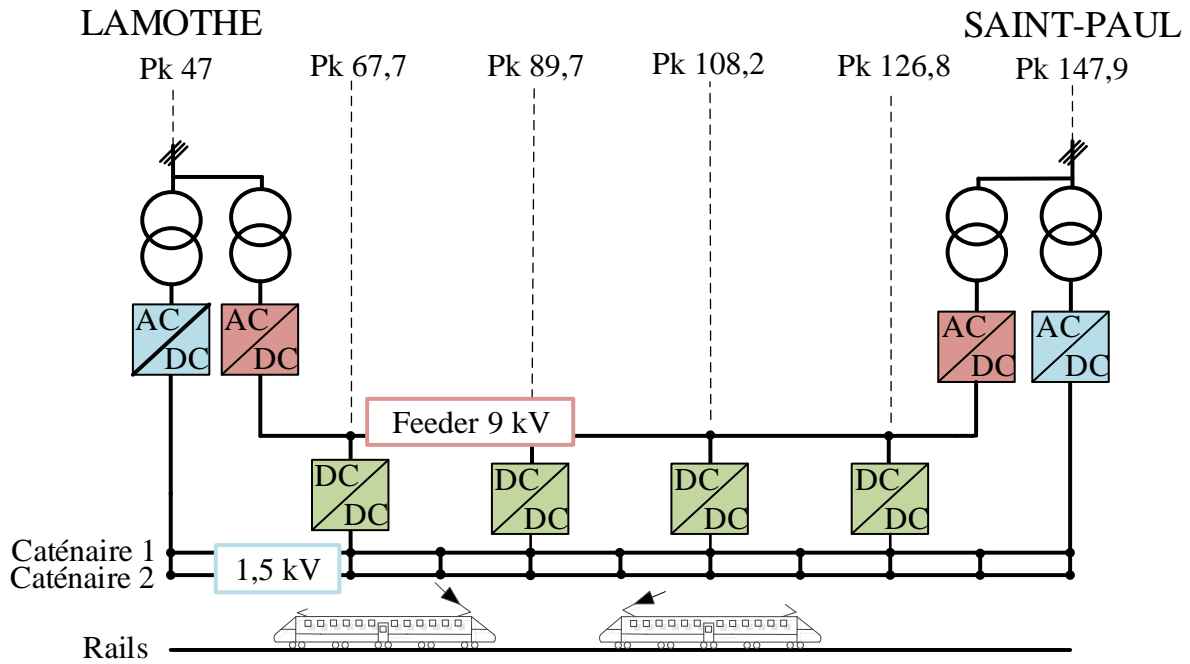


Figure III.11 - Section entre Lamothe et Saint-Paul de la ligne Bordeaux-Hendaye électrifiée à 1,5 kV-9 kV DC.

Rappelons que la commande du convertisseur DC-DC est constituée par deux boucle de régulation en cascade, une boucle de courant rapide (interne) et d'une boucle de tension plus lente (externe). Ainsi, nous avons imposé une consigne en tension de 1720 V et nous avons limité le courant injecté dans la caténaire à 4 kA. Par conséquent, le convertisseur peut fournir une puissance correspondant à celle absorbée par un train. Les Figure III.12 (a) et (b) présentent respectivement la puissance fournie par les groupes redresseurs à 1,5 kV et la puissance fournie par les groupes redresseurs à 9 kV des sous-stations au Pk 47 (Lamothe) et au Pk 107 (Saint-Paul). Par rapport à l'électrification classique, les deux sous-stations doivent fournir globalement plus de puissance. Les Figure III.12 (c) et (d) présentent respectivement les puissances fournies par les convertisseurs et les courants injectés par les convertisseurs dans la caténaire. Lorsque la ligne est à vide, ce sont les groupes redresseurs 1,5 kV qui imposent sur la caténaire une tension supérieure à 1720 V. En revanche, quand la puissance appelée par les trains atteint 6,8 MW (courant égal à 4 kA), le convertisseur fonctionne en générateur de courant. La Figure III.12 (e) présente les tensions aux pantographes en fonction du Pk. Grâce à la régulation, les tensions sont globalement plus élevées par rapport au cas précédent. En effet, elles sont d'au moins 1300 V contre 1200 V avec l'électrification classique, conformément à la Figure III.10 (d).

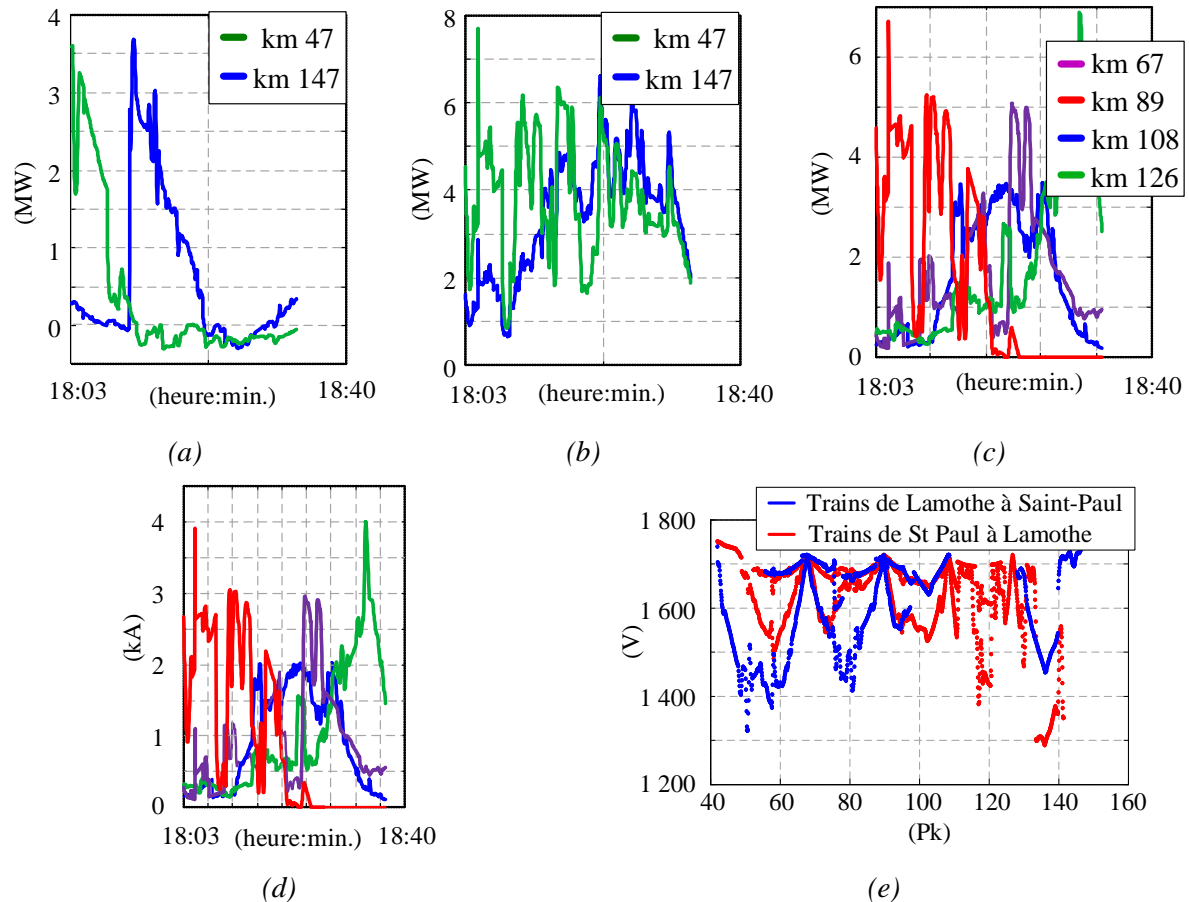


Figure III.12 - Électrification intermédiaire 1,5 kV- 9 kV . Résultats de la simulation du secteur entre Lamothe et Hendaye de la ligne Bordeaux-Hendaye.

- a) Puissance fournie par les groupes redresseurs à 1,5 kV.
- b) Puissance fournie par les groupes redresseurs à 9 kV.
- c) Puissance fournie par les convertisseurs 1,5 kV-9 kV.
- d) Courant injecté par les convertisseurs dans la caténaire.
- e) Tension aux pantographes des trains en fonction du Pk.

III.3.3 Électrification en 9 kV DC

Une fois que le matériel roulant utilisé sur le secteur considéré est apte à circuler avec une tension pantographe à 9 kV, nous pouvons complètement renouveler la caténaire avec une section réduite.

La Figure III.13 présente le secteur de la ligne Bordeaux-Hendaye électrifiée à 9 kV après le renouvellement de la caténaire. Les groupes transformateur-redresseur 1,5 kV et les convertisseurs DC-DC intermédiaires sont retirés. La section de caténaire est réduite à une section équivalente de 200 mm^2 de cuivre pour chaque voie (un fil de contact de 150 mm^2 (80 % Cu) plus un porteur de 116 mm^2 (70 % Cu)).

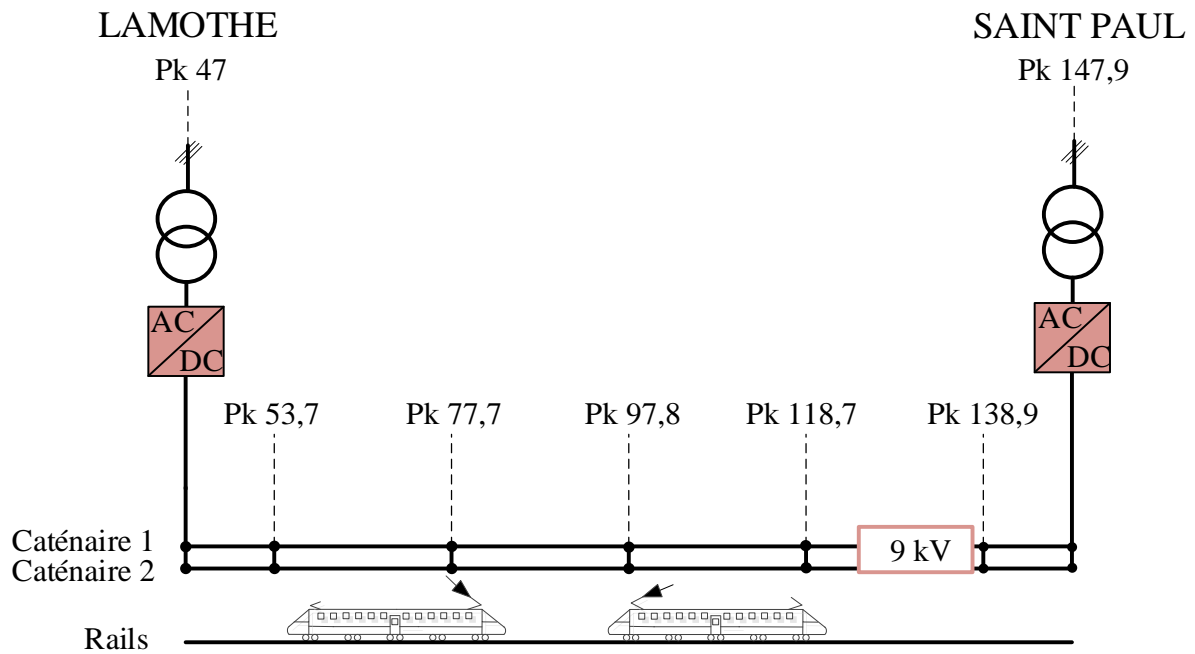


Figure III.13 - Section entre Lamothe et Saint-Paul de la ligne Bordeaux-Hendaye électrifiée à 9 kV DC.

La Figure III.14 (a) présente les puissances fournies par les sous-stations à 9 kV DC. La Figure III.14 (b) montre les tensions aux pantographes des trains. Nous constatons qu'elles restent au-dessus des limites indiquées dans le paragraphe II.2.2. De même, nous constatons que la tension entre le rail et le sol et la température de la caténaire restent en-dessous des limites maximales autorisées. Ainsi, contrairement à l'électrification classique en 1,5 kV, il est possible d'augmenter le trafic ferroviaire.

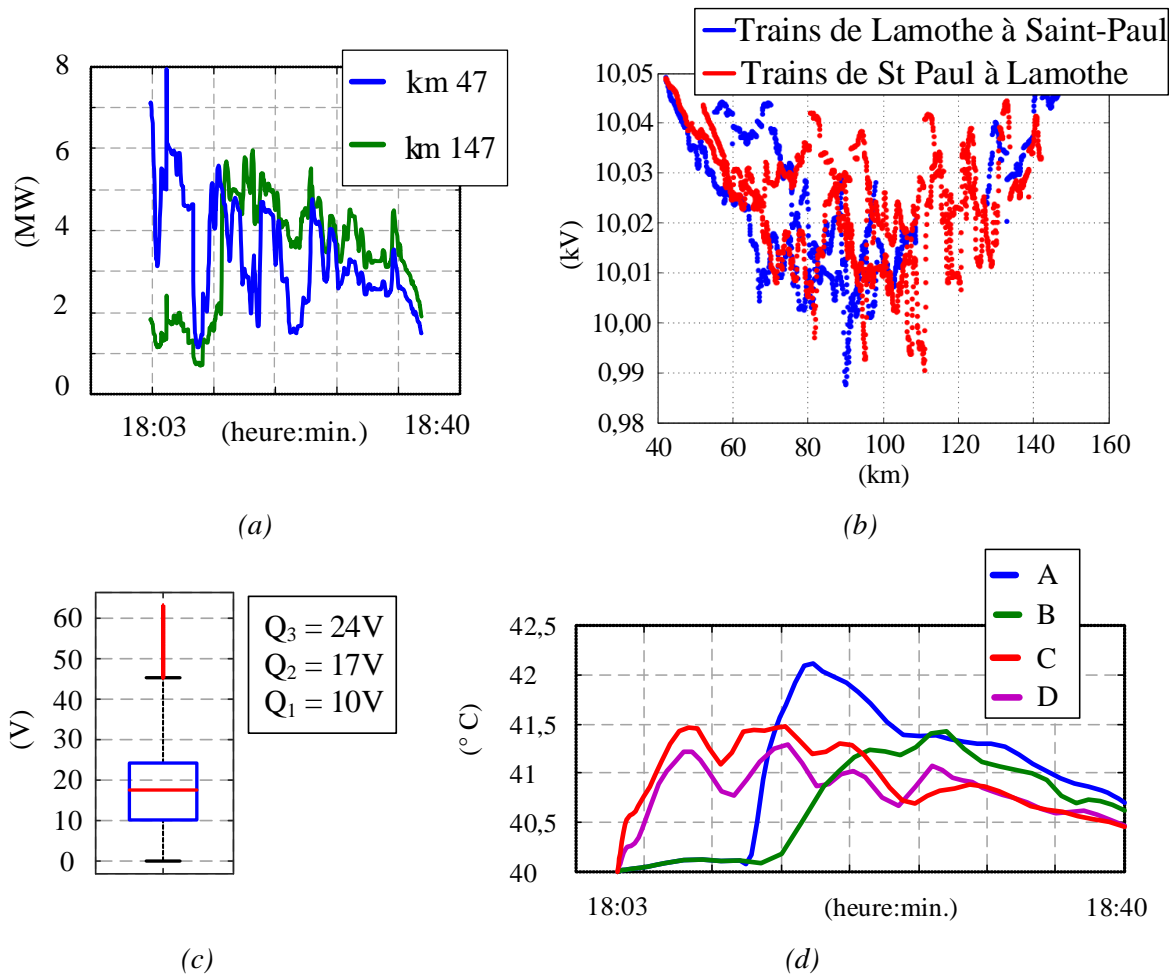


Figure III.14 - Électrification intermédiaire 9 kV . Résultats de la simulation du secteur entre Lamothe et Hendaye de la ligne Bordeaux-Hendaye.

- a) Puissance fournie par les groupes redresseurs à 9 kV.
 b) Tension aux pantographes des trains en fonction du Pk.
 c) Tension entre le rail et le sol représentée au moyen d'une boîte à moustache.
 d) Température de la caténaire calculée près des sous-stations. A) Caténaire de la voie 1 au Pk 47. B) Caténaire de la voie 2 au Pk 47. C) Caténaire de la voie 1 au Pk 147. D) Caténaire de la voie 2 au Pk 147.

III.3.4 Analyse des différentes étapes de l'électrification et comparaison énergétique entre la ligne classique et la ligne à 9 kV DC

Dans le paragraphe précédent, nous avons considéré une ligne réelle avec sa grille de trafic afin de valider l'étude sur les différentes étapes d'électrification, en partant de l'électrification à 1,5 kV pour aller vers celle à 9 kV. Entre l'électrification initiale à 1,5 kV et celle intermédiaire avec feeder à 9 kV, les plans des tensions au pantographe restent approximativement les mêmes. Par conséquent, la section de la caténaire ne peut pas être réduite. Toutefois, quand l'électrification est basculée en 9 kV, une forte réduction du volume de cuivre et du nombre de sous-stations installées est possible. Le Tableau III.2 présente la comparaison entre les électrifications.

	1,5 kV	1,5 kV-9 kV	9 kV
<i>Section équivalente de la caténaire (mm²) (par voie)</i>	850	850	200
<i>Section feeder 9 kV en parallèle à la caténaire (mm²) (par voie)</i>	0	150	0
<i>Sous-stations 1,5 kV</i>	6	0	0
<i>Sous-stations bitension 1,5 kV-9 kV</i>	0	2	0
<i>Sous-stations 9 kV</i>	0	0	2
<i>Convertisseurs DC-DC 9 kV-1,5 kV</i>	0	4	0
<i>PMP</i>	5	5	5

Tableau III.2 – Caractéristiques des différentes électrifications du secteur Saint-Paul-Lamothe de la ligne Bordeaux-Hendaye.

Afin de comparer l'électrification classique avec l'électrification à 9 kV d'un point de vue énergétique, nous avons considéré une demi-journée de trafic ferroviaire. La Figure III.15 (a) présente la grille de trafic du secteur entre Lamothe et Saint-Paul de la ligne Bordeaux-Hendaye. La Figure III.15 (b) présente les puissances absorbées par les engins. Le calcul du rendement prend en compte les pertes par effet Joule dans le circuit de traction (caténaire et rail). Pour cela, nous avons estimé l'énergie totale fournie par les sous-stations et l'énergie totale absorbée par les engins.

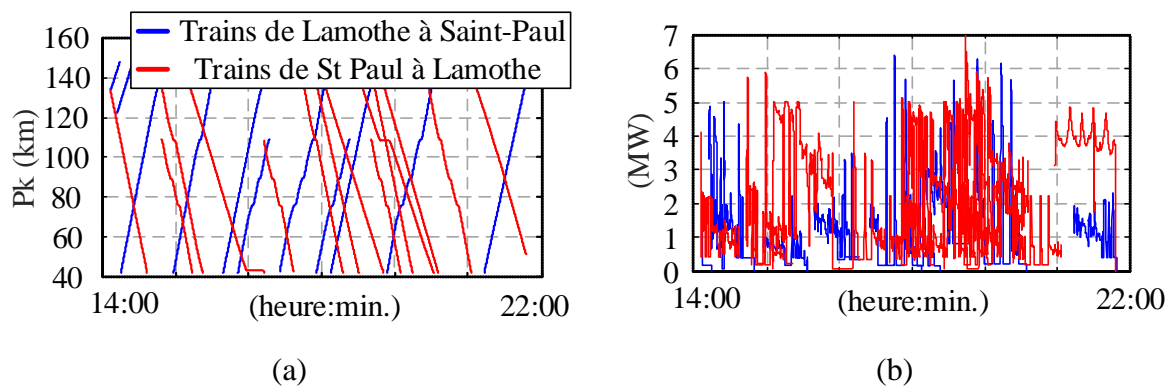


Figure III.15 - a) Grille de trafic entre Lamothe et Saint-Paul de la ligne Bordeaux-Hendaye. b) Puissance absorbée par les engins.

Les Figure III.16 (a) et (b) présentent respectivement le rendement et l'énergie totale fournis par les sous-stations des deux électrifications. Dans le cas à 1,5 kV DC, les pertes représentent 11 % de l'énergie totale fournie par les sous-stations. En revanche, dans le cas à 9 kV DC, les pertes représentent environ 4 % de l'énergie fournie par les sous-stations. Les Figure III.15 (d) présentent la puissance maximale fournie par les sous-stations pendant les 8 heures de déplacement de trains. Nous constatons que la puissance maximale des sous-stations est augmentée d'environ 20 % malgré la suppression de quatre groupes d'alimentation au milieu de la ligne.

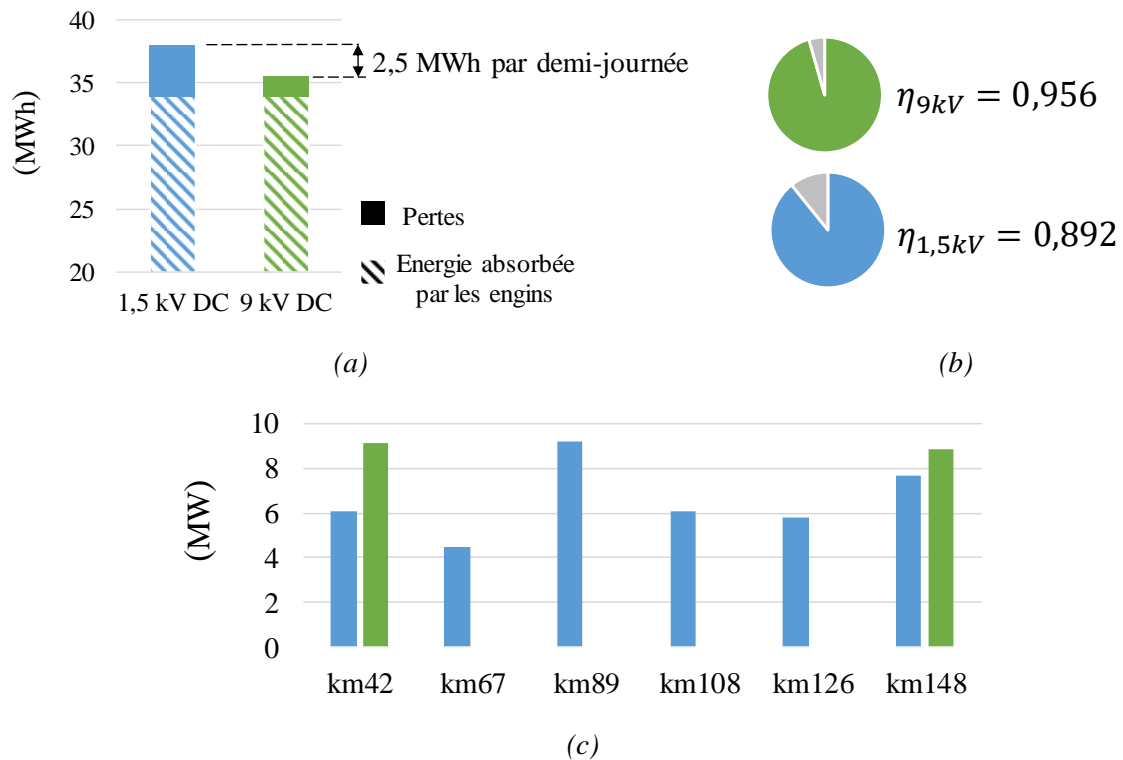


Figure III.16 – Comparaison énergétique entre l'électrification à 1,5 kV DC et l'électrification à 9 kV DC.

- a) Énergie totale fournie par les sous-stations.
- b) Rendement.
- c) Puissance maximale fournie par les sous-stations.

La Figure II.17 présente la section de la caténaire dans le cas à 1,5 kV et dans le cas à 9kV. Nous constatons une réduction de la section de la caténaire d'environ 70 % tout en conservant le rendement du système 9 kV DC supérieur à celui du système 1,5 kV DC.

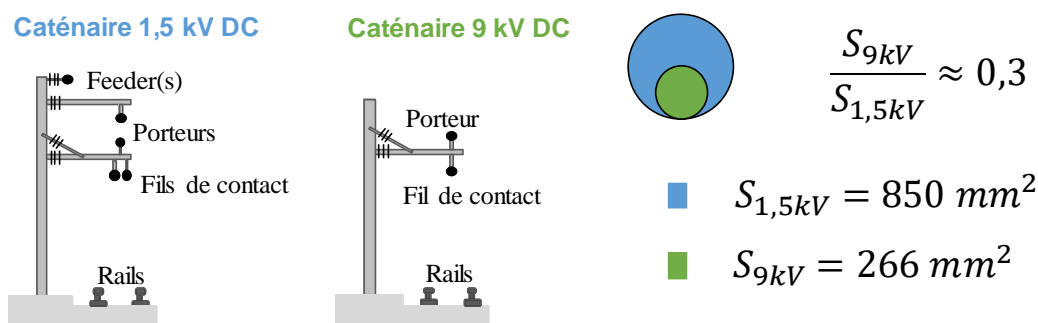


Figure II.17 – Section de Caténaire pour les deux systèmes d'électrification.

III.3.4.1 Conclusion

Le passage d'une électrification à 9 kV permettra une importante réduction du volume de cuivre. Pour le cas étudié, nous pourrions électrifier la ligne en réduisant le nombre de sous-stations à 2 au lieu de 6 et faire passer la section de la caténaire de 850 mm² à 270 mm² (fil de contact + porteur) et cela pour une même grille de trafic. En outre, le rendement du circuit de traction sera augmenté. En extrapolant le bilan énergétique présenté dans le paragraphe précédent, il est possible d'économiser 5 MWh par jour, ce qui correspond à 1,8 GWh par an pour seulement 100 km de ligne.

À partir de l'ensemble des données incluant les coûts d'installation et de maintenance, une analyse économique a été effectuée. Nous avons estimé la différence de coût entre la même ligne électrifiée à 1,5 kV et à 9 kV. Il en résulte que 100 km de ligne électrifiée à 9 kV DC pourront conduire à une économie potentielle d'environ 70 millions d'euros en 50 ans. Les détails de cette étude sont reportés dans l'annexe E.

Nous pouvons dire que l'étape d'électrification intermédiaire n'apportera pas d'avantage évident concernant le rendement énergétique du circuit de traction, sauf si on rajoute sur le secteur plus de convertisseurs DC/DC que de sous-stations remplacées. Par contre, elle permettra de supprimer des points d'alimentation « encombrants ». Les sous-stations seront remplacées par des convertisseurs 9 kV/1,5 kV beaucoup plus compacts. Pour une même puissance, ces convertisseurs, qui incluront des transformateurs fonctionnant à plusieurs kHz, présenteront un volume nettement réduit. Ceci sera étudié dans le paragraphe suivant.

III.4 Convertisseur DC-DC isolé pour réaliser la sous-station intermédiaire

Pour modifier l'électrification d'une ligne, il est d'abord nécessaire d'installer des sous-stations 9 kV DC-1,5 kV DC. Compte tenu du rapport de 6 entre les tensions d'entrée et de sortie, pour limiter les contraintes sur les semi-conducteurs, il est plus intéressant de choisir une topologie à base de transformateurs fonctionnant en moyenne fréquence qui, de plus, offrira une isolation électrique entre les circuits de traction et d'alimentation et permettra un équilibrage naturel des tensions et des courants entre les blocs élémentaires. Conformément à la Figure III.18, nous proposons donc une structure de type « ISOP » (*input series output parallel*), associant plusieurs convertisseurs isolés élémentaires dont le nombre dépend du rapport entre la tension d'entrée et de sortie et de la tenue en tension des semi-conducteurs utilisés. De plus, comme nous l'avons déjà évoqué au chapitre I, il sera possible d'augmenter la disponibilité de la structure avec des blocs redondants. Par ailleurs, la mise en œuvre de ces convertisseurs DC-DC sur l'infrastructure permettra ensuite de mieux spécifier les futurs convertisseurs qui seront embarqués sur le matériel roulant (Figure III.18 (b)). Au-delà de l'intérêt d'avoir un retour d'expérience, il y a aussi la possibilité de standardiser des briques élémentaires de conversion DC-DC qui pourront être déclinées en une version « au sol » avec un refroidissement par air et une version « embarquée » avec un refroidissement par eau. La

caractéristique de sortie du bloc élémentaire dépendra de sa topologie, de son contrôle et du type du lien alternatif (avec ou sans circuit résonant).

Compte tenu des critères demandés par la traction ferroviaire en termes de réduction du volume et du poids, il faut donc chercher à maximiser la puissance massique du convertisseur 9 kV/1.5 kV. Ainsi, des semi-conducteurs au carbure de silicium (SiC) ont été considérés afin d'augmenter la fréquence de commutation, et par conséquent, de réduire davantage les dimensions du transformateur. Afin de maximiser le rendement tout en ayant une fréquence de commutation élevée, nous avons choisi un convertisseur à résonance série. Le courant dans le transformateur a ainsi une forme quasi sinusoïdale du courant, ce qui permet de réduire les pertes cuivre. De plus selon le choix du rapport entre la fréquence de résonance et la fréquence de commutation, il est possible d'effectuer des commutations au zéro de tension ou de courant afin de réduire les pertes dans les semi-conducteurs [2].

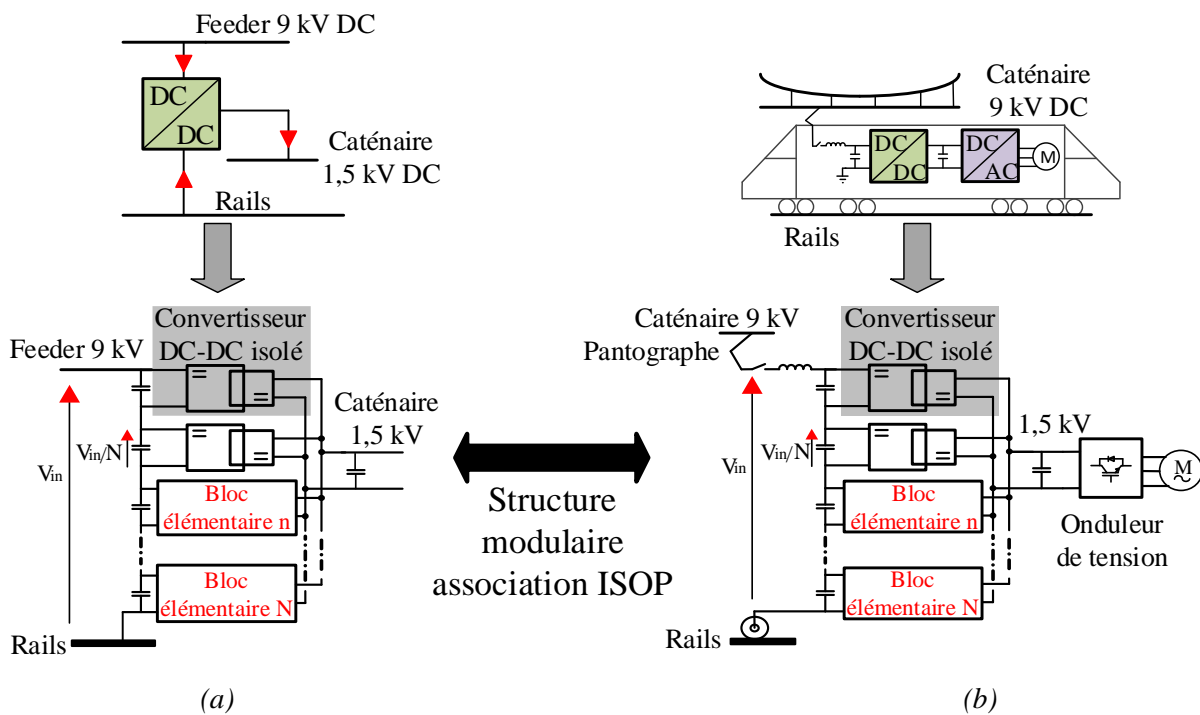


Figure III.18 – Structure du convertisseur DC-DC isolé constitué de N bloc élémentaire en association « ISOP ».

(a) Convertisseur entre le feeder et la caténaire.

(b) Convertisseur d'adaptation de la chaîne de traction actuelle au réseau 9 kV.

III.4.1 Bloc élémentaire

Les topologies de conversion DC-DC isolées principales sont la NRDAB (*Non Resonant Dual Active Bridge*) et la RDAB (*Resonant Dual Active Bridge*).

La topologie NRDAB est constituée par deux onduleurs connectés par une liaison inductive (inductance de fuite du transformateur). Cette topologie permet d'obtenir trois degrés de

liberté : en agissant sur les déphasages entre les deux diagonales au sein des onduleurs séparément et sur le déphasage entre les deux onduleurs, il est possible de contrôler la puissance transmise dans la liaison AC. Parmi les trois modulations possible [3], celle rectangulaire reste la plus communément utilisée car elle est la plus simple à mettre en œuvre et s'avère généralement être la plus intéressante du point de vue du rendement du convertisseur.

La topologie RDAB comprend deux onduleurs connectés au travers d'un circuit résonant série formé par l'inductance de fuite du transformateur et un condensateur. Cette topologie permet notamment d'avoir un convertisseur tension-tension avec une liaison AC en courant. Lorsqu'on a un fonctionnement proche de la fréquence de résonance, le circuit se comportera comme un filtre pour les harmoniques de courant. Par conséquent, avec une onde de tension d'alimentation carrée, on aura une onde de courant dans la liaison AC quasi-sinusoïdale. De même que pour la structure non résonante, la puissance transmise est contrôlée par le déphasage entre les deux onduleurs, en revanche, la faible réactance du circuit intermédiaire permet de fonctionner avec des petits déphasages. Ainsi, lorsque le fonctionnement se fait avec un rapport de tensions (entre l'entrée et la sortie) proche de 1, la composante réactive du courant dans l'étage intermédiaire AC est faible.

Plusieurs études concernant la traction ferroviaire [4]–[6] ont démontré que la topologie DC-DC isolée de type RDAB était la mieux adaptée. En effet, elle permet de minimiser les pertes grâce à la forme quasi sinusoïdale du courant dans la liaison en AC et offre trois degrés de liberté pour le contrôle de la puissance transmise.

Si l'application peut se passer de ces trois degrés de liberté, alors il est possible de maximiser le rendement du convertisseur en commandant les transistors que sur un seul pont de la structure et en utilisant uniquement les diodes sur le second [6]. En fonction de la direction du flux de puissance, le pont côté primaire ou secondaire sera commandé. Ainsi, la structure se comportera comme un convertisseur RSAB (*Resonant Single Active Bridge*) avec un pont fonctionnant en onduleur de tension et l'autre en redresseur de courant.

Dans la suite de ce chapitre, nous considérons donc un convertisseur RSAB, conformément à la Figure III.19.

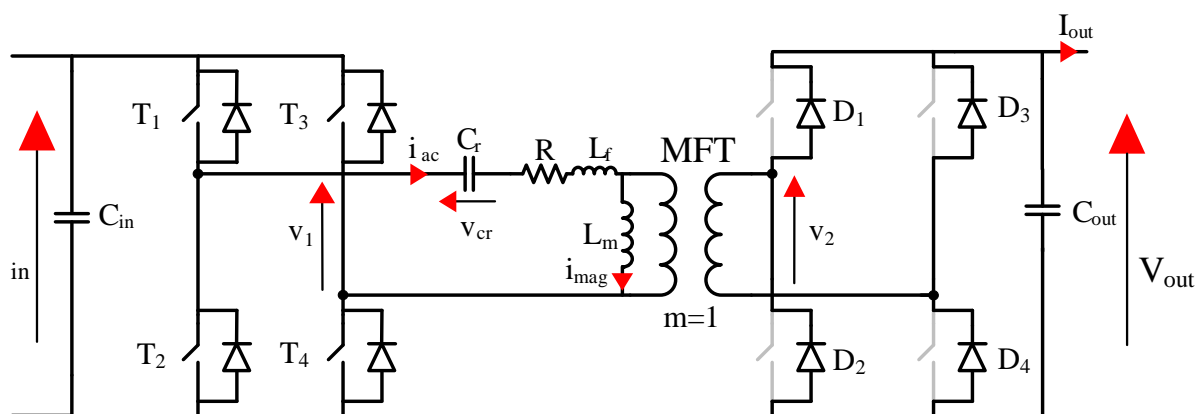


Figure III.19 – Bloc élémentaire de conversion DC/DC isolé. Structure RSAB.

III.4.1.1 Bloc élémentaire RSAB

Dans l'étage intermédiaire alternatif, selon les valeurs des paramètres du circuit résonant et du choix de la fréquence de commutation, différents modes de fonctionnement peuvent être obtenus [7]. Deux ont été étudiés en détails dans le cadre de ce travail :

- Le fonctionnement avec une fréquence de commutation supérieure à la fréquence de résonance. Le courant dans le lien AC ne réalise jamais une demi-alternance complète durant une demi-période de fonctionnement. Il y a donc toujours deux diodes passantes dans le redresseur de courant. Ce mode est qualifié de conduction continue (CCM).
- Le fonctionnement avec une fréquence de découpage inférieure à la fréquence de résonance dans lequel le courant est constitué d'une demi-alternance complète par demi-période et où il apparaît une séquence où les diodes du redresseur de courant sont toutes bloquées. Ce mode est qualifié de conduction discontinue (DCM).

La Figure III.22 (a) présente le chronogramme de fonctionnement idéal pour un RSAB en mode de conduction continue (CCM). Le courant i_{ac} est en retard par rapport à la tension, car la fréquence de fonctionnement est supérieure à la fréquence de résonance. La commutation en mode thyristor-dual (ZVS) est dès lors permise. L'équation III.5 représente la caractéristique de sortie du convertisseur dans ce mode de fonctionnement. Cette caractéristique est de forme elliptique et dépend de la réactance X_r du circuit résonant (équation III.4) et donc de la fréquence de commutation. La Figure III.20 montre la caractéristique de sortie du convertisseur RSAB fonctionnant en CCM (fréquence de résonance inférieure à la fréquence de découpage).

$$X_r = 2 \cdot \pi \cdot f_d \cdot L_f - \frac{1}{2 \cdot \pi \cdot f_d \cdot C_r}; \quad (III.4)$$

$$V_{out}^2 = m^2 \cdot V_{in}^2 - \left(\frac{X_r \cdot m^2 \cdot \pi^2}{8} \right)^2 \cdot I_{out}^2; \quad (III.5)$$

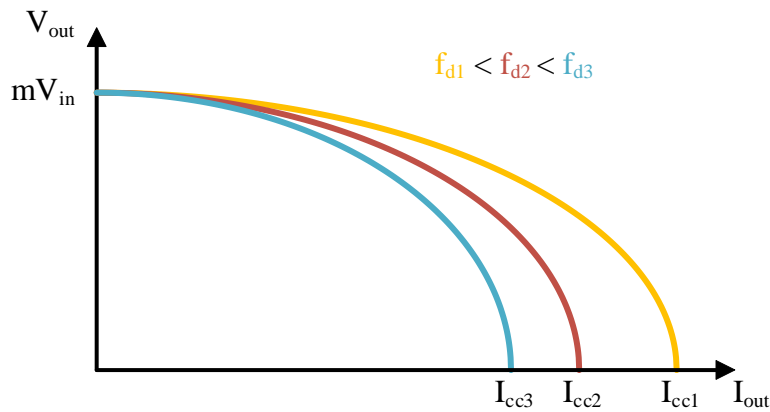


Figure III.20 – Caractéristique de sortie du convertisseur RSAB en fonctionnement CCM.

Soit m le rapport des tensions à vide du transformateur défini selon l'équation III.6.

$$m = \frac{\text{nombre de spires au secondaire}}{\text{nombre de spire au primaire}}; \quad (\text{III.6})$$

La Figure III.22 (b) présente le chronogramme de fonctionnement idéal pour un RSAB en mode de conduction discontinue (DCM). Lorsque la fréquence de découpage est inférieure à celle de résonance, le courant s'annule au cours d'une demi-période avant l'inversion de la tension v_1 . Si l'équation est vérifiée, quand le courant s'annule, les diodes restent bloquées et les transistors de l'onduleur commutent avec le courant magnétisant. La commutation en mode thyristor dual est dès lors permise.

$$V_{in} - \frac{V_{out}}{m} > V_{cr_max}; \quad (\text{III.7})$$

$$V_{cr_max} = \frac{I_{out} \cdot m}{4 \cdot C_r \cdot f_d}; \quad (\text{III.8})$$

L'équation III.9 représente la caractéristique de sortie en mode de fonctionnement DCM [8]. Cette caractéristique est de type générateur de tension, conformément à la Figure III.20. A partir d'un niveau de courant I_{out} fixé, l'équation III.7 n'est plus respectée et le convertisseur bascule en mode CCM avec $f_d < f_0$ et la caractéristique devient similaire à celle de l'équation III.5.

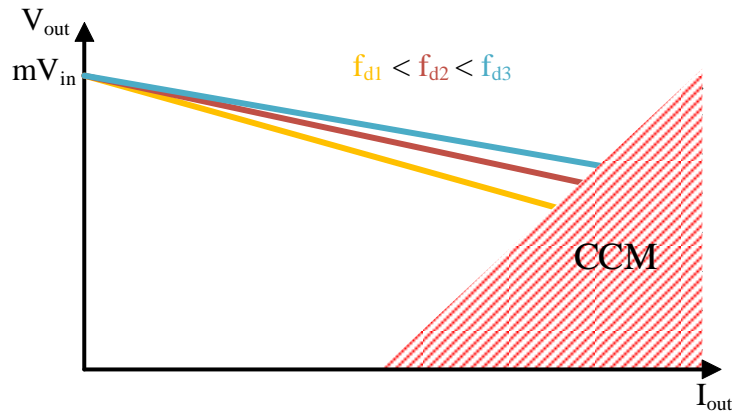


Figure III.21 – Caractéristique de sortie du convertisseur RSAB en fonctionnement DCM.

$$V_{out} = m \cdot V_{in} - \frac{R}{1 - \frac{\pi}{4} \cdot C_r \cdot R \cdot \omega_0} \cdot \frac{f_0}{f_d} \cdot \frac{\pi^2}{8} \cdot I_{out}; \quad (\text{III.9})$$

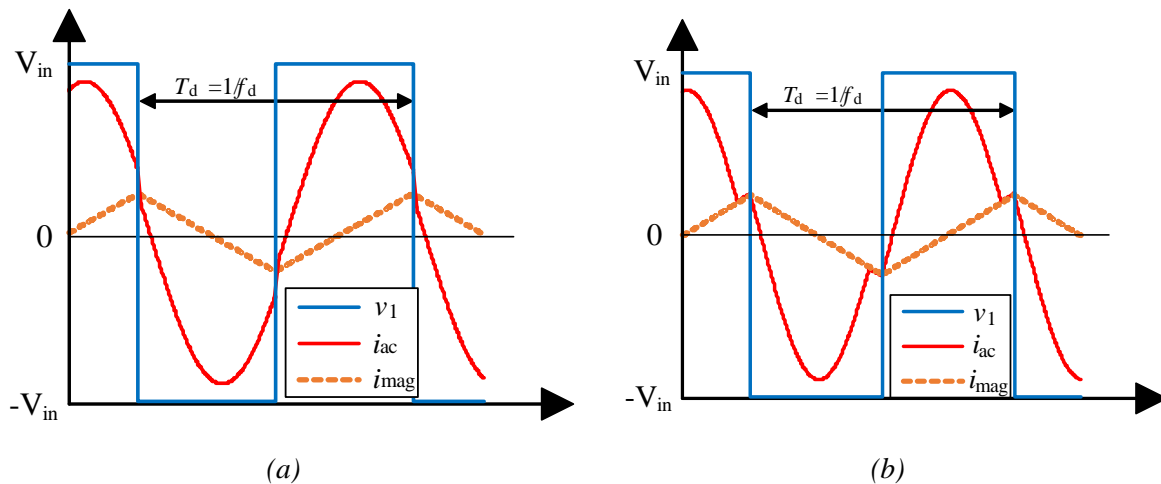


Figure III.22 – Formes d'ondes des grandeurs alternatives du convertisseur RSAB.

a) Fonctionnement en mode CCM.

b) Fonctionnement en mode DCM.

III.4.2 Matériaux semi-conducteur à grands-gap (« WBG »)

Au cours des dernières années de nombreux travaux de recherche ont été faits par les fabricants pour améliorer les performances des semi-conducteurs en silicium (Si). Aujourd'hui, la technologie du silicium a pratiquement atteint les limites physiques du matériau et de nouveaux progrès en termes de rapidité de commutation et/ou de tenue en tension ne sont plus à attendre.

D'autre part, il y a quelques années, il a été démontré que les caractéristiques électriques des semi-conducteurs à matériaux grands gaps sont supérieures comparés à celles du Si [9]. Ils offrent la possibilité de franchir les limites imposées par le silicium [10]. C'est pourquoi les semi-conducteurs à base de carbure de silicium (SiC) et de nitrure de gallium (GaN) ont commencé à être envisagés pour l'électronique de puissance. Ces matériaux permettent de réaliser des semi-conducteurs opérant à des températures plus élevées et avec des commutations rapides et donc des énergies de commutation inférieures. Par conséquent, une amélioration du rendement des convertisseurs est possible.

Aujourd'hui il y a encore des inconvénients qui limitent leur usage à large échelle. L'un d'entre eux est la faible robustesse du processus industriel de fabrication des puces qui entraîne un coût élevé de ces composants.

III.4.3 Composants unipolaires SiC

Aujourd'hui, les composants bipolaires SiC font encore l'objet de recherches et leur diffusion commerciale à très court terme n'est pas encore envisagée. Ils souffrent encore de problèmes technologiques liés à la conception. Des prototypes ont été réalisés, mais la fabrication du composant reste encore très compliquée. En outre la fabrication d'un wafer de grande surface reste une limite qui n'a pas encore été franchie.

Les composants unipolaires à base de carbure de silicium, comme le JFET (*Junction Field-Effect Transistor*) et le MOSFET (*Metal Oxide Semiconductor Field Effect Transistor*), sont les plus avancés en termes de développement. Ils sont commercialisés depuis 2004 et commencent à remplacer les IGBT Si sur certaines applications. Le JFET a une résistance à l'état passant inférieure au MOSFET et ne présente pas les problèmes liés à la dégradation de l'oxyde de grille puisqu'il n'en possède pas. Il est généralement passant lorsque la tension V_{gs} est nulle, ce qui pose des problèmes dans la mise en œuvre des convertisseurs. Il est, notamment nécessaire de garantir la présence permanente d'une source d'énergie électrique sur le circuit de commande rapprochée afin de permettre le blocage en cas de défaillance du système de contrôle-commande amont. Pour éviter cet inconvénient majeur, un montage en « cascode » a été proposé. Celui-ci associe en série un JFET SiC haute tension normalement fermé avec un MOSFET Si basse tension normalement ouvert [11], [12]. Toutefois, l'ajout du MOSFET nuit aux performances du composant. Il existe aussi de JFET « normally-off », mais leur réalisation se fait au détriment de la résistance à l'état passant, ce qui rend cette structure peu intéressante face à l'arrivée de MOSFET SiC.

Le MOSFET SiC a été commercialisé après le JFET SiC, car il présentait des problèmes relatifs à la dégradation accélérée de l'oxyde de grille. Des efforts ont été faits pour améliorer la fiabilité du composant, car contrairement au JFET SiC, c'est un composant normalement ouvert. A même calibre en tension, il a une résistance à l'état passant environ sept fois plus petite par rapport à un MOSFET Si. Aujourd'hui, grâce à la mise en parallèle de puces, des composants à fort calibre en courant et avec une tenue en tension jusqu'à 10 kV sont concevables [13]. Afin d'augmenter le rendement et la fréquence de commutation des convertisseurs, il est donc possible d'utiliser des MOSFET SiC dans des applications réservées jusqu'à présent aux IGBT Si. Dans la publication [14], les auteurs comparent un MOSFET SiC 6,5 kV avec un IGBT Si 6,5 kV. Le MOSFET SiC 6,5 kV permet une réduction des pertes par commutation d'environ 75 % comparé au IGBT Si 6,5 kV.

III.4.4 Transformateur moyenne fréquence

Sur la base de travaux de recherche réalisés ces dernières années par des industriels ou des laboratoires de recherche, la Figure III-23 présente l'évolution du volume des transformateurs en fonction de la fréquence de fonctionnement.

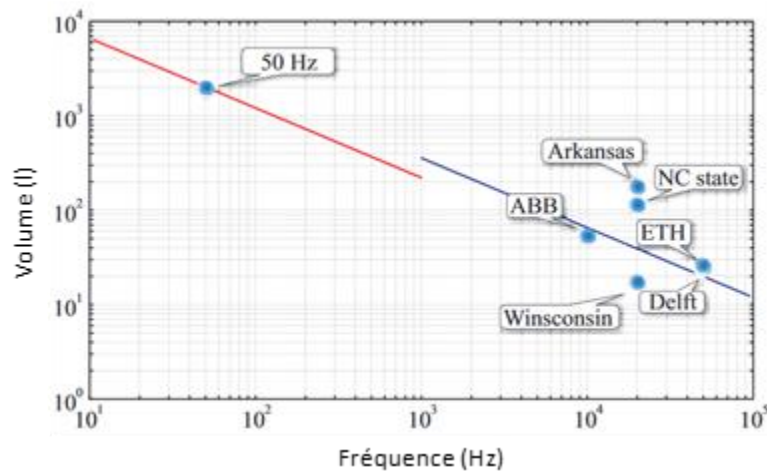


Figure III.23 - Courbe de tendance de l'évolution des volumes des transformateurs en fonction de la fréquence de fonctionnement (puissance nominale 1 MW) [15].

L'augmentation de la fréquence renforce les effets de peau et de proximité dans les conducteurs, accroît les pertes dans le circuit magnétique tandis que la réduction de volume implique une étude thermique spécifique. Au-delà d'une fréquence de 400 Hz [16], le Fer-Silicium ne peut plus être utilisé pour la construction du noyau car les pertes par hystérésis et courants de Foucault deviennent trop importantes. Pour limiter ces problèmes un nouveau matériau comme le nanocristallin doit être employé pour la construction du noyau du transformateur. Ce matériau a une résistivité électrique plus élevée et un cycle d'hystérésis plus étroit, ce qui permet la réduction des pertes fer. Ainsi une augmentation de la fréquence est permise avec à la clé une réduction du volume du transformateur.

Par ailleurs, lorsqu'un conducteur est traversé par un courant alternatif à fréquence élevée, sa résistance électrique augmente fortement. Par conséquent, l'emploi d'enroulements constitués par des fils Litz est nécessaire. En outre, compte tenu de la taille réduite de ce transformateur, l'isolation électrique et le refroidissement deviennent plus critiques. Tout ceci implique une conception différente de celle d'un transformateur classique [15], [17].

III.5 Dimensionnement et évaluation des pertes du convertisseur DC/DC

La SNCF a eu la volonté, d'une part d'évaluer les performances d'un transformateur électronique et d'autre part, de tester des composants au carbure de silicium dans ce type d'application. La partie qui suit a été supportée à la fois, par les services d'ingénierie de l'infrastructure et du matériel roulant. Nous avons pu ainsi obtenir des modules MOSFET SiC 3,3 kV/ 750 A de chez Mitsubishi et des prototypes de transformateurs moyenne fréquence réalisés par ABB traction.

La structure étudiée correspond à celle présentée à la figure III.19. Dans cette étape initiale de dimensionnement, nous allons détailler les caractéristiques des éléments principaux

constituant le convertisseur. Ensuite, nous allons estimer les pertes pour différentes valeurs de fréquence de résonance (f_0) et de découpage (f_d). Pour cela, la structure a été modélisée et simulée à l'aide du logiciel PLECS.

III.5.1.1 Module MOSFET SiC 3,3 kV

Dans notre application, nous avons considéré un module MOSFET SiC de chez Mitsubishi ayant un calibre en tension de 3,3 kV et en courant de 750 A. Il a été lancé sur le marché en 2017 [18]. Il s'agit d'un boîtier comportant une cellule de commutation complète, on parle alors de module « Half-Bridge ». Pour chacun des deux interrupteurs du bras, nous trouvons un MOSFET-SiC avec une diode Schottky SiC en antiparallèle. Le nouveau boîtier, qui devrait se standardiser pour les applications ferroviaires futures (en IGBT-Si puis en MOSFET-SiC), a été conçu afin de minimiser l'inductance parasite interne de la cellule de commutation. Il vise aussi à améliorer l'équilibrage des courants entre les différentes puces. De plus, sa géométrie permet une intégration plus aisée dans le convertisseur et il est tout à fait possible d'envisager de paralléliser les modules de manière assez simple par rapport aux anciens modules standards du ferroviaire. La Figure III.24 présente une photo de ce nouveau module.



Figure III.24 – Module MOSFET SiC 3,3 kV/ 750 A de chez Mitsubishi.

III.5.1.2 Caractéristique du transformateur moyenne fréquence considéré

Sur la base du semi-conducteur à disposition, nous avons choisi les spécifications du transformateur. Le Tableau II.3 présente les caractéristiques du transformateur conçu par ABB et utilisées pour la conception du convertisseur DC/DC. La Figure III.25 présente une photo de ce transformateur. Il est garanti pour une isolation en tension jusqu'à 5 kV. Pour notre prototype, nous avons demandé un transformateur isolé avec de l'huile et refroidi à l'eau pour des raisons pratiques. En effet, il est plus facile et sûr d'estimer les pertes totales du transformateur à travers la mesure des températures d'eau en entrée et en sortie.



Figure III.25 – Photo du transformateur moyenne fréquence conçu et utilisé pour nos essais.

<i>Hauteur</i>	504 mm
<i>Largeur</i>	627 mm
<i>Longueur</i>	305 mm
<i>Masse</i>	160 kg (dont 30 kg d'huile)
<i>Puissance apparente</i>	400 kVA
<i>Tension nominale au primaire</i>	1,8 kV
<i>Tension nominale au secondaire</i>	1,8 kV
<i>Courant nominal au primaire</i>	223 A
<i>Courant nominal au secondaire</i>	223 A
<i>Fréquence d'utilisation</i>	15-20 kHz
<i>Inductance de fuite des bobinages primaire et secondaire (L_{f1}, L_{f2})</i>	22 μ H \pm 20 %
<i>Inductance magnétisante (L_m)</i>	5,26 mH \pm 20 %
<i>Pertes à vide (Pertes Fer)</i>	500 W
<i>Pertes à puissance nominale (Pertes Fer + Pertes Joules)</i>	1200 W
<i>Rendement</i>	99,7 %
<i>Résistances des bobinages primaire et secondaire (R_1, R_2) mesurées à 20 kHz</i>	8.74 m Ω
<i>Résistance parallèle calculée à partir des pertes fer mesurées à 20 kHz (R_m)</i>	6 k Ω

Tableau III.3 – Caractéristiques et paramètres du transformateur moyenne fréquence.

III.5.1.3 Condensateur de résonance C_r

L'association de plusieurs condensateurs en parallèle et/ou en série permettra de faire varier la fréquence de résonance dans le lien AC. Le constructeur du transformateur prévoit un fonctionnement compris entre 15 kHz et 20 kHz. Ainsi, nous disposons d'une fourchette de 5 kHz pour fixer la fréquence de commutation. Sur la base de simulations réalisées sur le logiciel PLECS, nous avons pu déterminer les tensions maximales supportées par le groupe de condensateurs. Ces valeurs sont reportées dans le Tableau III.4. Parmi les types de condensateurs présents sur le marché, nous avons choisi d'utiliser des composants de chez Illinois Capacitor, portant la référence 125HC5112KR (1,2 μ F, 1100 Vac, 200 Arms à 20 kHz). Notre choix s'est porté sur cette référence car il s'agit du condensateur le plus adapté à notre application en termes de contraintes électriques et géométriques (la forme cylindrique des condensateurs facilite leur mise en parallèle et en série).

<i>Fréquence de fonctionnement</i>	15 kHz < f_d < 20 kHz
<i>Courant efficace max. (i_{ac})</i>	223 A
<i>Tension max. (V_{cr})</i>	1 kV

Tableau III.4 – Caractéristiques électriques des condensateurs de résonance.

III.5.1.4 Structure RSAB

Compte tenu des semi-conducteurs dont nous disposons (MOSFET SiC 3,3 kV) pour réaliser l'onduleur de tension, nous fixons une tension d'utilisation de 1,8 kV. Ainsi, selon la Figure III.18, il faudra associer en configuration ISOP 6 blocs élémentaires pour réaliser le convertisseur 9 kV/1,5 kV.

Pour ce qui est du redresseur, nous avons considéré des diodes Si de chez Infineon avec un calibre en tension de 3,3 kV et en courant de 200 A [19].

La Figure III.26 présente le modèle électrique et thermique utilisés pour estimer les pertes. Le Tableau III.5 présente les paramètres électriques et thermiques des composants utilisés. Les résistances thermiques des boîtiers et de la plaque froide sont données par les constructeurs.

Sur la base d'une valeur de condensateur unitaire de 1,2 μ F, nous avons choisi trois fréquences de résonance différentes, comprises entre 15 kHz et 20 kHz, conformément au Tableau III.6. Les valeurs des paramètres du circuit résonant permettent à la structure de toujours fonctionner en mode DCM pour une fréquence de découpage inférieure à celle de résonance.

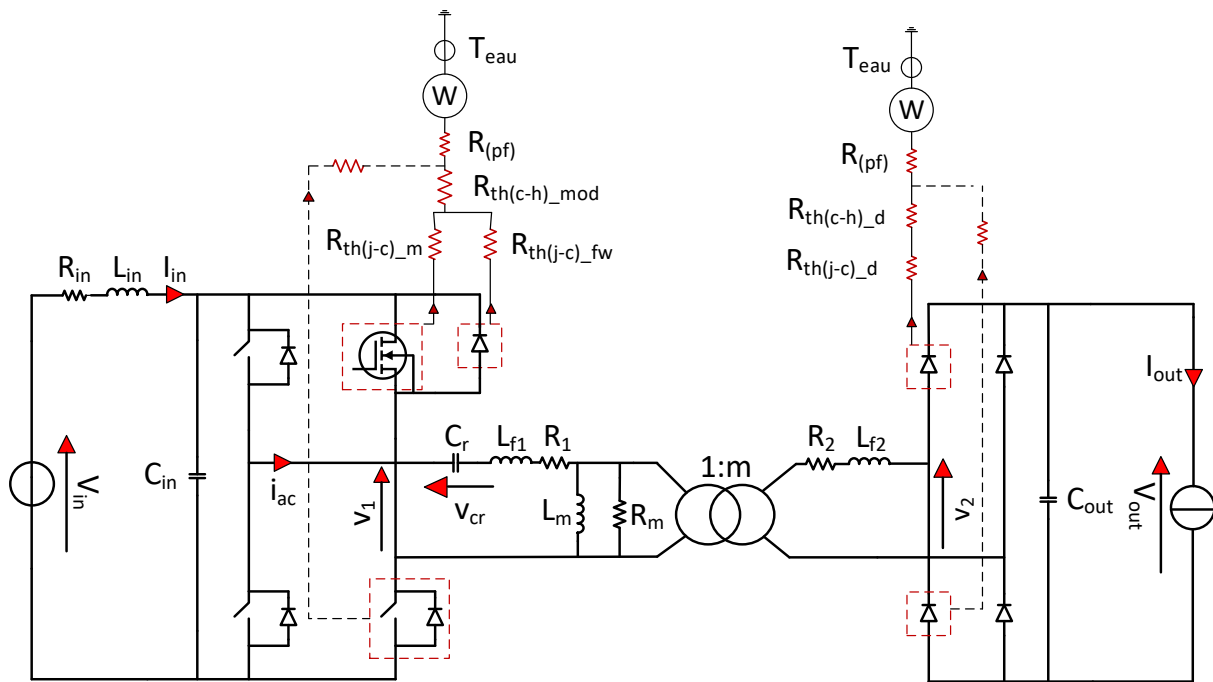


Figure III.26 – Modèle électrique et thermique considéré pour l'estimation des pertes.

On note :

- $R_{(pf)}$: Résistance thermique plaque froide.
- $R_{th(c-h)_{mod}}$: Résistance thermique «case to heat sink» du module.
- $R_{th(j-c)_{mos}}$: Résistance thermique «junction to case» du MOSFET.
- $R_{th(j-c)_{fw}}$: Résistance thermique «junction to case» de la diode de roue libre.
- $R_{th(c-h)_d}$: Résistance thermique «case to heat sink» de la diode du redresseur de sortie.
- $R_{th(j-c)_d}$: Résistance thermique «junction to case» de la diode du redresseur de sortie.

Les valeurs de ces paramètres sont indiquées dans le tableau suivant.

MOSFET SiC 3,3 kV		Diode Si 3,3 kV	
$R_{mos_{on}}$	5,2 mΩ	$R_{d_{on}}$	8,47 mΩ
$R_{th(j-c)_m}$	32 K/kW	V_{f0}	1,1 V
$R_{th(j-c)_{fw}}$	54,5 K/kW	$R_{th(j-c)_d}$	110 K/kW
$R_{th(c-h)_{mod}}$	22,5 K/kW	$R_{th(c-h)_d}$	33 K/kW
		Plaque froide	
		$R_{(pf)}$ (à 1 l/min.)	21,7 K/kW

Tableau III.5 - Paramètres électriques et thermiques des modules de puissance utilisés.

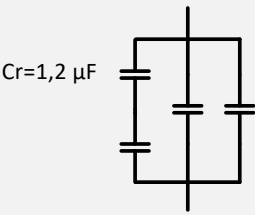
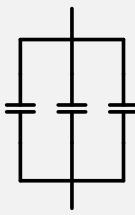
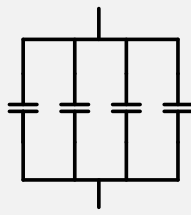
$C_r = 3 \mu F$	$C_r = 3,6 \mu F$	$C_r = 4,8 \mu F$
		
$f_0 = \frac{1}{2\pi\sqrt{C_r L_f}} = 19,3 \text{ kHz}$	$f_0 = 17,68 \text{ kHz}$	$f_0 = 15,3 \text{ kHz}$

Tableau III.6 – Associations de condensateurs considérées.

Les pertes des interrupteurs ont été évaluées au moyen d'un modèle électrothermique intégré dans le logiciel PLECS. Pour cela, nous avons dû faire des hypothèses simplificatrices. Tout d'abord, comme nous ne nous disposons pas de caractéristiques des pertes en commutation douce nous avons utilisé les caractéristiques données par le constructeur, tracées en commutation dure. Toutefois, nous avons mis en œuvre une commande assurant l'amorçage spontané des interrupteurs au zéro de tension (cette logique de fonctionnement sera expliquée plus en détail dans le chapitre suivant). Ensuite, les paramètres électriques du transformateur ont été considérés comme constants quelle que soit la fréquence car nous ne disposons pas de modèles plus précis concernant la variation de ces paramètres avec la fréquence. La résistance thermique des plaques froides utilisées pour le refroidissement de composant ($R_{(pf)}$) dépendant du débit d'eau, nous avons donc considéré le pire scénario avec un débit minimal d'un litre par minute par plaque froide (voir Tableau III.5). Les caractéristiques détaillées des plaques froides seront présentées dans le chapitre suivant. La température d'entrée d'eau de ces plaques (T_{eau}) étant supposée constante et égale à 20 °C (correspond à la température lors des tests en salle de manipulation).

III.5.2 Évaluation des pertes

La Figure III.27 présente la puissance apparente du transformateur en fonction du courant de sortie (I_{out}). Nous constatons que la puissance apparente du transformateur atteint sa valeur nominale (400 kVA) à 190 A de courant de sortie en mode DCM et 200 A en mode CCM. Cela s'explique par un facteur de puissance moins bon dans liaison AC.

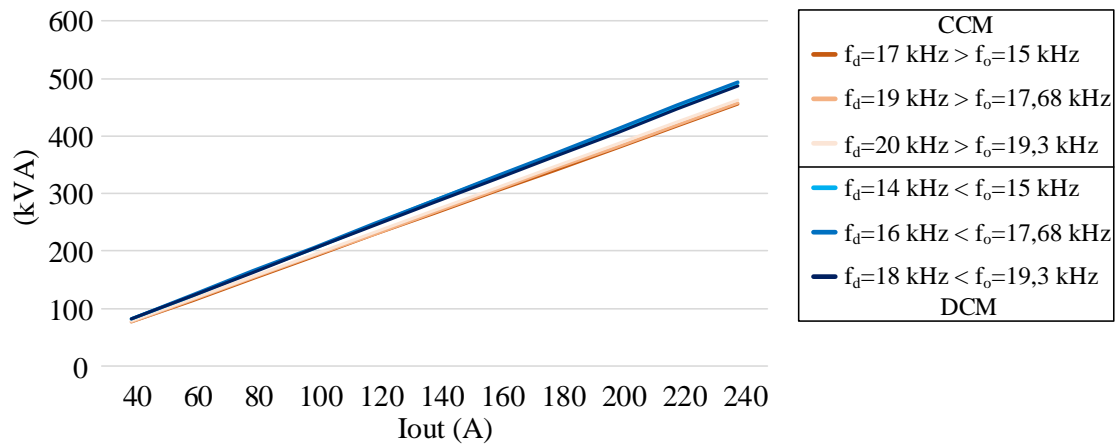


Figure III.27 - Puissance apparente du transformateur en fonction du courant de sortie (I_{out}).

La Figure III.28 (a) présente les pertes par commutation dans les MOSFET SiC. Rappelons que, grâce au mode de commutation thyristor dual (ZVS) permis par la structure, les pertes à l'amorçage sont nulles pour les cas DCM et CCM. Les pertes par commutation, dans le cas DCM, restent constantes et indépendantes du courant de sortie car le blocage du composant se fait sur le courant magnétisant (i_{mag}) qui dépend uniquement du niveau de tension d'entrée. En revanche, dans le cas CCM, les pertes au blocage augmentent avec I_{out} . Toutefois, elles restent faibles sur toute la plage de variation de I_{out} car la valeur du courant commuté reste faible (de l'ordre de la dizaine d'ampères selon la Figure III.28 (a)). Les courbes tracées en fonctionnement CCM s'avèrent être décroissantes en fonction de I_{out} , parce que la caractéristique de l'énergie au blocage E_{off} fournie par le constructeur est imprécise pour des faibles valeurs de courant commuté.

Les Figure III.28 (b) Figure III.28 (c) présentent, respectivement, les pertes par conduction dans les MOSFET SiC et les diodes Si en fonction du courant I_{out} . Nous constatons que les pertes sont plus élevées dans le cas DCM que dans le cas CCM. Cela s'explique par le fait qu'à égalité de courant de sortie I_{out} , la valeur efficace du courant circulant dans le transformateur est plus élevée. En outre, pour les MOSFET, les pertes en conduction dans sont trois fois plus faibles que celles des diodes, car ceux-ci présentent une tension de seuil nulle et une résistance à l'état passant plus petite, (voir Tableau III.5).

Les pertes par recouvrement dans les diodes ont été négligées. En effet, le courant circulant dans la diode s'avère être proche de zéro au moment du blocage, tant pour le cas DCM que CCM. Les charges stockées dans la jonction bipolaire de la diode sont donc théoriquement faibles.

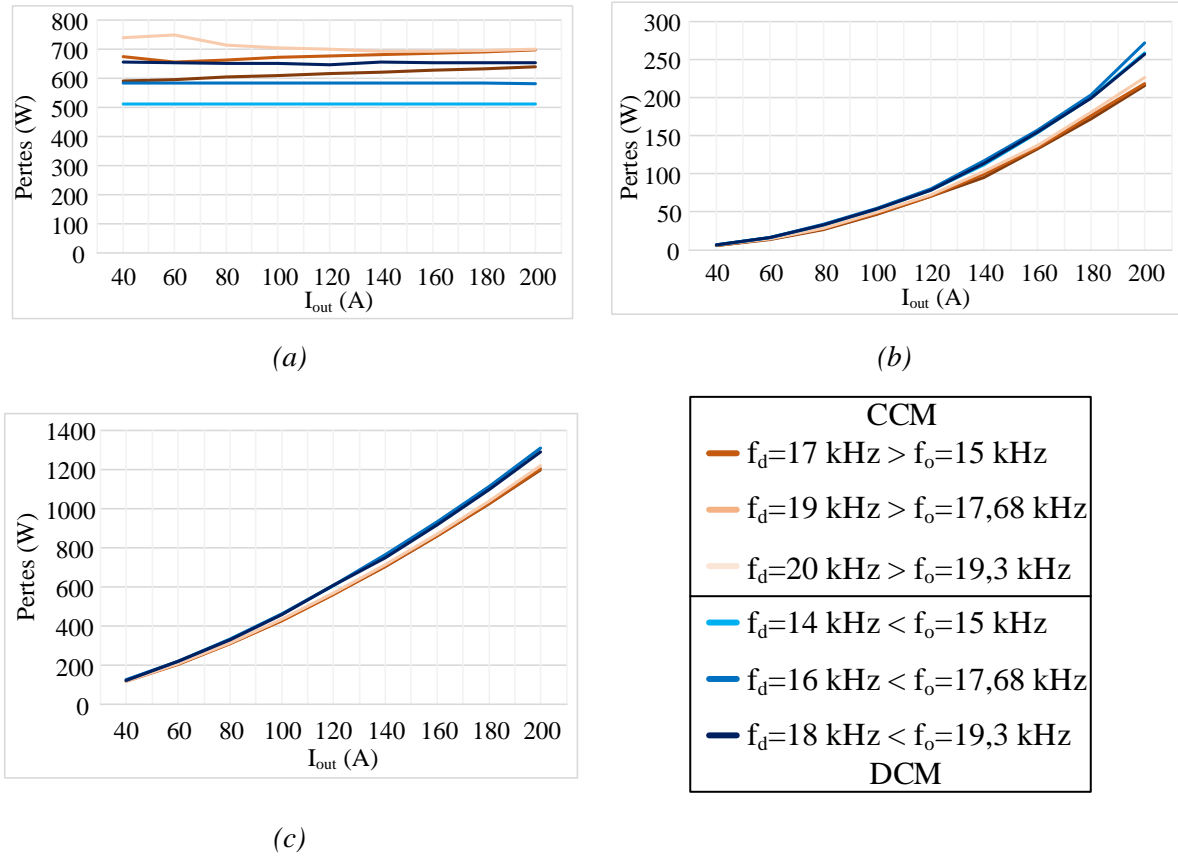


Figure III.28 – Estimation des pertes du convertisseur élémentaire RSAB en mode DCM et CCM..
a) Pertes par commutation dans le MOSFET SiC 3,3 kV/ 750 A.
b) Pertes par conduction dans le MOSFET SiC 3,3 kV/ 750 A.
c) Pertes par conduction dans la diode Si 3,3 kV/ 200 A.

La Figure III.29 présente le rendement de la structure élémentaire en fonction du courant I_{out} . Le calcul du rendement prend en compte les pertes de l'onduleur, du redresseur et du transformateur. Les courbes de rendement sont très voisines. Nous observons qu'il convient davantage de fonctionner en mode DCM pour une faible valeur de courant et en CCM lorsque le courant de sortie est proche de la valeur nominale. A partir de ces résultats de simulation, il est donc difficile de départager les deux modes de fonctionnement.

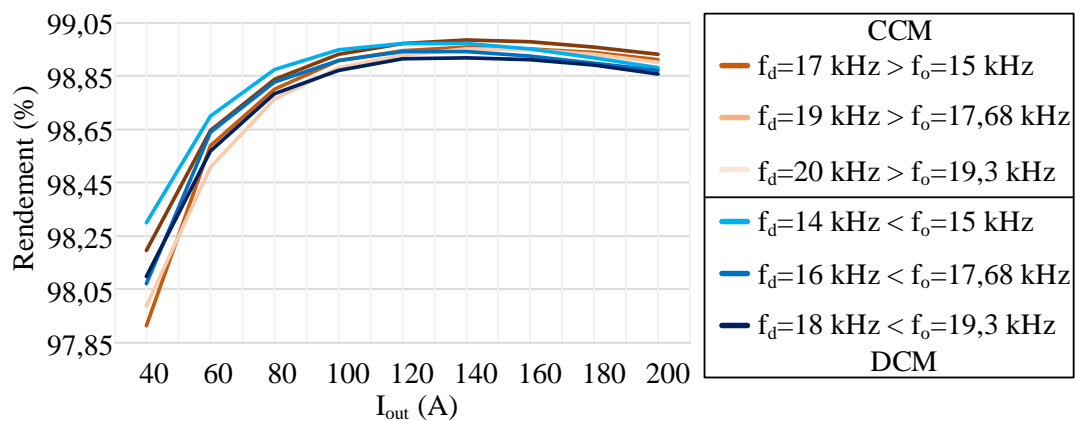


Figure III.29 – Rendement de l'ensemble du convertisseur en fonction de son courant de sortie I_{out} .

III.6 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons proposé une stratégie permettant de faire évoluer l'électrification d'une ligne en 1,5 kV vers du 9 kV. Tout d'abord, nous avons considéré le cas d'une ligne typique à double voie avec une grille de trafic symétrique. L'objectif de cette première étude était de démontrer la faisabilité de la méthode proposée. Nous avons simulé le système avec l'électrification classique en 1,5 kV, puis le système avec un feeder à 9 kV avec des transformateurs électroniques remplaçant certaines sous-stations le long de la voie. Nous avons pu constater que les tensions aux pantographes restaient à peu près inchangées. Les convertisseurs fournissent le même niveau de puissance que les sous-stations supprimées et la puissance transportée via le feeder est alors délivrée par les groupes redresseurs 9 kV installés dans les sous-stations situées aux extrémités du secteur modifié. Ensuite, en vue de valider l'étude théorique, nous avons effectué des simulations en considérant une partie de la ligne Bordeaux-Hendaye avec sa vraie grille de trafic.

Nous pouvons dire que l'étape d'électrification intermédiaire n'apportera pas d'avantage évident concernant le rendement du circuit de traction. En revanche, elle permettra de supprimer des points d'alimentation « encombrants ». Les sous-stations seront remplacées par des convertisseurs 9 kV/1,5 kV beaucoup plus compacts. Pour une même puissance, ces convertisseurs, qui incluront des transformateurs fonctionnant à plusieurs kHz, présenteront un volume nettement réduit. Ils pourront ainsi être disposés dans des containers le long de la voie.

En revanche, le passage à une électrification à 9 kV permettra une importante réduction du volume de cuivre. Pour le cas étudié, à grille de trafic égale, nous pourrions électrifier la ligne en réduisant le nombre de sous-stations à 2 au lieu de 6 et le volume de cuivre de la caténaire d'environ 70 %. En outre, d'après une étude économique (voir annexe C), il est possible d'obtenir une réduction du coût d'environ 70 millions d'euros tous les 100 km de ligne sur 50 ans. Cela est un résultat majeur très prometteur qu'il sera intéressant de chiffrer plus en détails sur d'autres lignes.

Dans la deuxième partie du chapitre, une structure de conversion 9 kV/1,5 kV a été proposée. Nous avons mis en avant une topologie constituée de plusieurs blocs élémentaires associés en configuration ISOP (*input series output parallel*). En effet, grâce à sa modularité, elle pourra être utilisée dans la phase intermédiaire du basculement de l'électrification comme sous-station 9 kV/1,5 kV. Ensuite, elle pourra être déclinée en une version embarquée pour adapter la chaîne de traction en vue du basculement de l'électrification en 9 kV.

Le bloc élémentaire, permettant de réaliser la conversion 9 kV/1,5 kV, est un convertisseur DC-DC isolé. Nous avons choisi une topologie avec circuit résonant afin d'obtenir la commutation douce des interrupteurs. En nous basant sur des modules MOSFET SiC 3,3 kV/750 A et un transformateur à moyenne fréquence, nous avons dimensionné une brique élémentaire. Nous avons pu en évaluer théoriquement les pertes et nous pouvons envisager d'atteindre un rendement supérieur à 98 % avec une fréquence de commutation comprise entre 15 kHz et 20 kHz.

Référence bibliographique - CHAPITRE III

- [1] « EN 50163 - Railway applications - Supply voltages of traction systems ». [En ligne]. Disponible sur: <https://standards.globalspec.com/std/1607334/cenelec-en-50163>. [Consulté le: 04-avr-2019].
- [2] Y. Chéron, *La commutation douce dans la conversion statique de l'énergie électrique*. Paris: Tec & Doc Lavoisier, 1993.
- [3] N. Schibli, « Symmetrical multilevel converters with two quadrant DC-DC feeding ». Ecole Polytechnique Federale de Lausanne.
- [4] T. Lagier et P. Ladoux, « A comparison of insulated DC-DC converters for HVDC off-shore wind farms », in *2015 International Conference on Clean Electrical Power (ICCEP)*, 2015, p. 33-39.
- [5] N. M. Evans, T. Lagier, et A. Pereira, « A preliminary loss comparison of solid-state transformers in a rail application employing silicon carbide (SiC) MOSFET switches », in *8th IET International Conference on Power Electronics, Machines and Drives (PEMD 2016)*, 2016, p. 1-6.
- [6] T. Lagier, P. Ladoux, et P. Dworakowski, « Potential of silicon carbide MOSFETs in the DC/DC converters for future HVDC offshore wind farms », *High Volt.*, vol. 2, n° 4, p. 233-243, December, 2017.
- [7] R. W. Erickson, *Fundamentals of Power Electronics*, Second Edition. Springer US: Kluwer Academic Publishers, 2013.
- [8] H. FOCH, P. LADOUX, et H. PIQUET, « Association de convertisseurs assurant une liaison énergétique », *Ref: TIP301WEB - « Conversion de l'énergie électrique »*, 10-nov-2010. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.techniques-ingenieur.fr/base-documentaire/energies-th4/convertisseurs-electriques-et-applications-42253210/association-de-convertisseurs-assurant-une-liaison-energetique-d3178/>. [Consulté le: 28-juin-2019].
- [9] M. Bhatnagar et B. J. Baliga, « Comparison of 6H-SiC, 3C-SiC, and Si for power devices », *IEEE Trans. Electron Devices*, vol. 40, n° 3, p. 645-655, mars 1993.
- [10] B. Ozpineci, « Comparison of Wide-Bandgap Semiconductors for Power Electronics Applications », ORNL/TM-2003/257, 885849, janv. 2004.
- [11] D. Domes et X. Zhang, « CASCODE LIGHT - normally-on JFET stand alone performance in a normally-off Cascode circuit », in *PCIM Europe 2010; International Exhibition and Conference for Power Electronics, Intelligent Motion, Renewable Energy and Energy Management*, 2010, p. 5.
- [12] R. Siemienieć et U. Kirchner, « The 1200V direct-driven SiC JFET power switch », in *Proceedings of the 2011 14th European Conference on Power Electronics and Applications*, 2011, p. 1-10.
- [13] J. Hayes *et al.*, « Dynamic Characterization of Next Generation Medium Voltage (3.3 kV, 10 kV) Silicon Carbide Power Modules », in *PCIM Europe 2017; International Exhibition and Conference for Power Electronics, Intelligent Motion, Renewable Energy and Energy Management*, 2017, p. 1-7.

- [14] T. Sakaguchi, M. Aketa, T. Nakamura, M. Nakanishi, et M. Rahimo, « Characterization of 3.3 kV and 6.5 kV SiC MOSFETs », in *PCIM Europe 2017; International Exhibition and Conference for Power Electronics, Intelligent Motion, Renewable Energy and Energy Management*, 2017, p. 1-5.
- [15] G. Ortiz, J. Biela, et J. W. Kolar, « Optimized design of medium frequency transformers with high isolation requirements », in *IECON 2010 - 36th Annual Conference on IEEE Industrial Electronics Society*, 2010, p. 631-638.
- [16] F. BEAUCLAIR, J.-P. DELVINQUIER, et J.-P. GROS, « Transformateurs et inductances », *Ref: TIP350WEB - « Électronique »*, 10-févr-1998. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.techniques-ingenieur.fr/base-documentaire/electronique-photonique-th13/materiaux-et-dispositifs-magnetiques-et-supraconducteurs-42282210/transformateurs-et-inductances-e2130/>. [Consulté le: 15-juill-2019].
- [17] U. Drofenik, « A 150kW Medium Frequency Transformer Optimized for Maximum Power Density », in *2012 7th International Conference on Integrated Power Electronics Systems (CIPS)*, 2012, p. 1-6.
- [18] T. Negishi, R. Tsuda, K. Ota, S. Iura, et H. Yamaguchi, « 3.3 kV All-SiC Power Module for Traction System Use », in *PCIM Europe 2017; International Exhibition and Conference for Power Electronics, Intelligent Motion, Renewable Energy and Energy Management*, 2017, p. 1-6.
- [19] « Infineon DDSS20033K2C ». https://www.infineon.com/dgdl/Infineon-DD200S33K2C-DS-v02_03-EN.pdf?fileId=db3a304412b407950112b430e5eb524b.

CHAPITRE IV

Mise en œuvre et caractérisation de la brique élémentaire de conversion DC/DC

IV.1 Introduction

Dans le chapitre précédent, nous avons proposé une stratégie par étapes permettant de basculer d'un système d'électrification en 1,5 kV vers un système en 9 kV. En attendant que le parc d'engins de traction soit adapté pour fonctionner sous une caténaire 9 kV, nous avons proposé une électrification intermédiaire basée sur des convertisseurs 9 kV/1,5 kV. Ceux-ci utilisent une association de convertisseurs élémentaires isolés dont nous avons estimé les pertes pour différents modes de fonctionnement. Ce chapitre a comme objectif le développement et la mise en œuvre de cette brique élémentaire.

Dans un premier temps, nous allons détailler la mise en œuvre d'un banc d'essais pour la mise au point du « Gate Driver » permettant la commutation douce des semi-conducteurs MOSFET-SiC. Le principe de fonctionnement sera détaillé à l'aide de simulations effectuées sur le logiciel PLECS.

Dans un deuxième temps, nous allons détailler la conception du banc de test du convertisseur et la méthode utilisée pour la mesure des pertes. Ensuite, nous allons analyser le comportement du convertisseur en mode de fonctionnement CCM et DCM.

IV.2 Conception et mise en œuvre du banc d'essai de caractérisation du module MOSFET SiC 3,3 kV/750 A en commutation douce (mode ZVS)

IV.2.1 Introduction

Le module de puissance MOSFET SiC 3,3 kV est assez récent et ne dispose pas encore de circuit de commande de grille (« Gate-Driver ») dans le commerce. De plus, nous souhaitons disposer sur ce driver d'une fonction permettant d'assurer un amorçage spontané au zéro de tension (« Zero Voltage Switching »), et donc d'assurer une fonction « Thyristor-Dual » avec seulement le blocage commandé. Il a donc été décidé de construire, au laboratoire un circuit de commande prototype. Ainsi un banc d'essai a été conçu afin de mettre au point ce circuit et de caractériser le module MOSFET SiC 3,3 kV en commutation douce.

Généralement, le constructeur fournit les valeurs mesurées des énergies de blocage ou d'amorçage en commutation dure. Dans notre cas, nous avons pour objectif de concevoir un convertisseur fonctionnant où les interrupteurs commutent avec de faibles niveaux de tension et de courant et donc avec peu de pertes en commutation. L'évaluation des pertes à l'aide du logiciel PLECS en exploitant les données du constructeur s'avère alors imprécise. Dans ce contexte, le banc d'essai va nous permettre de caractériser le module MOSFET-SiC en mode ZVS dans un fonctionnement proche de l'application finale et cela pour différents niveaux de tensions et de courants commutés. Enfin, cette mesure des énergies de

commutation sera implantée dans un modèle de simulation PLECS afin d'estimer au plus juste les pertes de la structure de conversion élémentaire et ainsi affiner son dimensionnement en vue de sa mise en œuvre.

IV.2.2 Conception du banc d'essai

La Figure IV.1 présente le schéma de principe du banc d'essai que nous avons mis en œuvre. Celui-ci a été conçu en réutilisant un « busbar » à point milieu capacitif déjà disponible au laboratoire. Chaque élément est constitué de trois condensateurs en parallèle pour un total de $42\ \mu\text{F}$ (C_{bus}) et d'une résistance de décharge (R_{bus}) de $250\ \text{k}\Omega$. Les connectiques de puissance du « busbar » ont été adaptées au module MOSFET-SiC que nous souhaitons évaluer. De plus, une inductance de filtrage (L) d'une valeur de $1\ \text{mH}$ et une inductance de charge (L_{load}) de $1\ \text{mH}$ ont été utilisées afin de mettre en œuvre ce banc d'essai.

Des co-simulations sur les logiciels couplés Q3D et Simplorer ont été effectuées afin d'estimer l'inductance parasite de la maille de commutation. Sans rentrer dans les détails de ces travaux, cette démarche de co-simulation a permis d'améliorer les géométries des interfaces de cuivre entre le « busbar » et le module MOSFET-SiC et il en résulte une version finale avec une inductance totale d'environ $62,5\ \text{nH}$ (module compris), ce qui reste tout à fait acceptable pour les essais que nous souhaitons effectuer. Enfin, la tension V_{in} est générée par une alimentation électronique dont la tension est réglable jusqu'à $3,5\ \text{kV DC}$.

L'ensemble du montage a été simulé sur le logiciel PLECS afin d'anticiper les tests et de vérifier le bon dimensionnement des différents éléments du montage. En outre, des simulations intégrant la fonction de commutation ZVS du circuit de commande ont été effectuées. La Figure IV.2 présente les résultats de la simulation avec la fonction ZVS agissant sur les commandes des transistors. Les formes d'ondes à l'échelle de la période de découpage T_{dec} sont présentées sur la partie gauche de la figure. Sur la partie droite, sont présentées les formes d'ondes recentrées sur le blocage du transistor T_1 , suivies de l'amorçage du transistor T_2 . Ces résultats de simulation PLECS permettent de bien comprendre la séquence permettant l'amorçage spontané. Cette compréhension des différentes phases de commutations de notre circuit nous a permis de concevoir de la carte « Gate-Driver » intégrant la fonction spécifique ZVS.

Etant donné que les interrupteurs simulés sont idéaux, des capacités C_{ds} de $4\ \text{nF}$ ont été ajoutées en parallèle afin de reproduire toutes les phases de la commutation spontanée. En outre, deux inductances parasites L_{parasite} de $30\ \text{nH}$ ont été ajoutées dans la maille de commutation, afin de recréer les oscillations typiques de la tension aux bornes du semi-conducteur et du courant circulant dans le semi-conducteur lors d'une commutation.

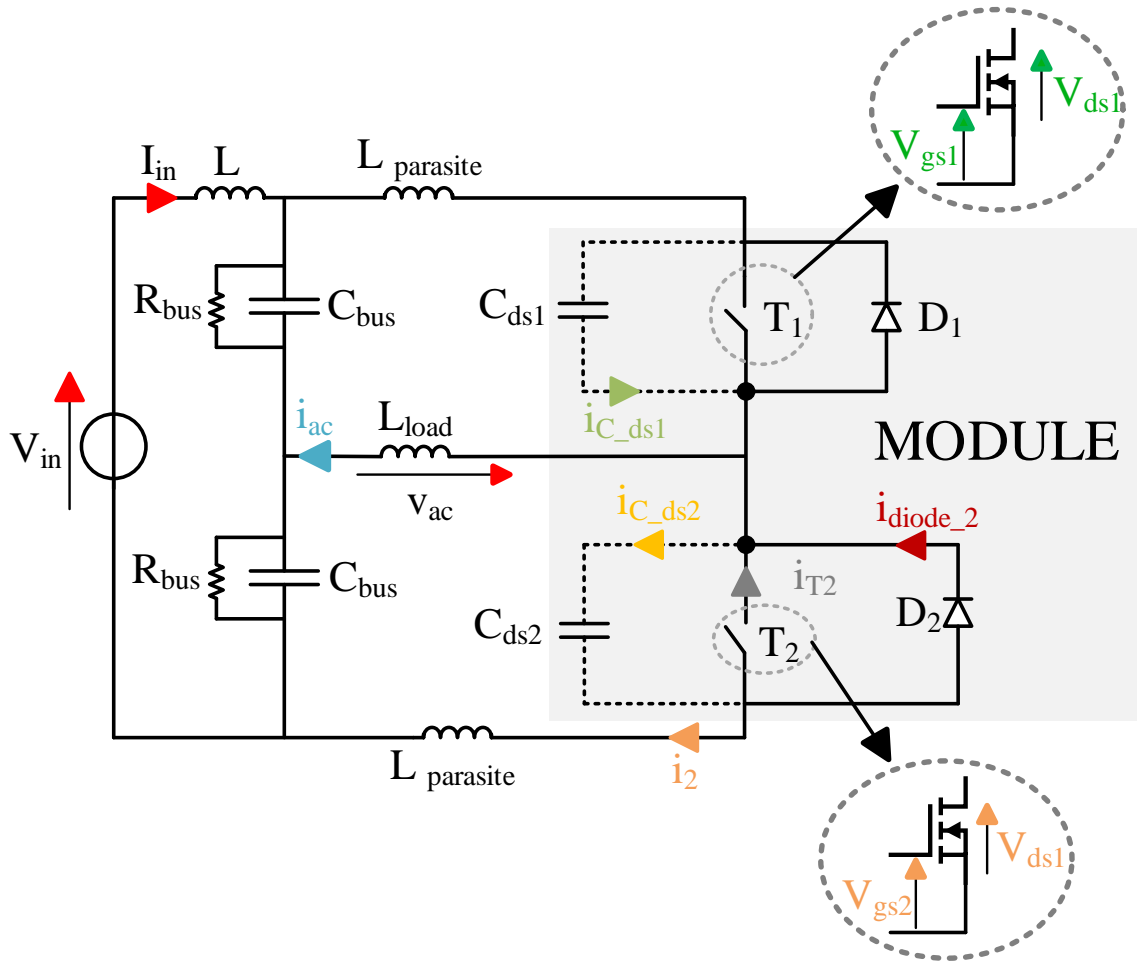


Figure IV.1 – Schéma de principe du banc d'essai de caractérisation du module MOSFET-SiC 3,3 kV en mode ZVS.

En pilotant les composants de manière complémentaire, l'inductance L_{load} est chargée et déchargée avec un courant i_{ac} alternatif de forme triangulaire. La valeur maximale du courant dépendra de la fréquence de commutation et de la valeur de l'inductance de charge. La simulation présentée dans la Figure IV.2 est effectuée avec une fréquence ($f_{dec.}$) égale à 15 kHz et une inductance (L_{load}) égale à 1 mH, ce qui génère un courant pic à pic d'environ ± 14 A.

Sur la phase de commutation au zéro de tension, nous pouvons identifier trois instants (t_1 , t_2 et t_3). A l'instant t_1 , nous bloquons le transistor T_1 , la tension V_{ds1} commence à croître et la tension V_{ds2} aux bornes du transistor T_2 commence à décroître de manière complémentaire. Cela s'explique par un échange d'énergie capacitif entre les deux semi-conducteurs. Nous pouvons observer cette échange d'énergie avec les courants i_{Cds1} et i_{Cds2} qui sont non nuls. Quand le condensateur C_{ds2} est complètement déchargée, la diode D_2 s'amorce à l'instant t_2 , elle conduit alors le courant i_{ac} et les courants i_{Cds1} et i_{Cds2} s'annulent.

A l'instant t_2 , la fonction ZVS du circuit de commande du transistor T_2 a détecté que la tension V_{ds2} s'est annulée. Le transistor T_1 est définitivement bloqué et sa tension V_{ds1} est égale à 1800 V. Cependant, ce n'est qu'à l'instant t_3 que le composant T_2 est amorcé avec

un retard ($t_3 - t_2$) dépendant du circuit de pilotage. Ainsi après l'instant t_3 , le courant de l'interrupteur doit se répartir entre la diode (D_2) et le MOSFET-SiC (T_2) en fonction de leurs caractéristiques statiques respectives. Dans le cas de notre simulation, à l'instant t_3 , le courant circule uniquement dans le MOSFET-SiC (T_2) puisque la tension V_{ds2} (chute de tension aux bornes de l'ensemble MOSFET et diode antiparallèle) est inférieure à la tension de seuil de la diode D_2 . Enfin, pour ces simulations PLECS, nous avons choisi un temps de retard ($t_3 - t_2$) du circuit de commande de 100 ns.

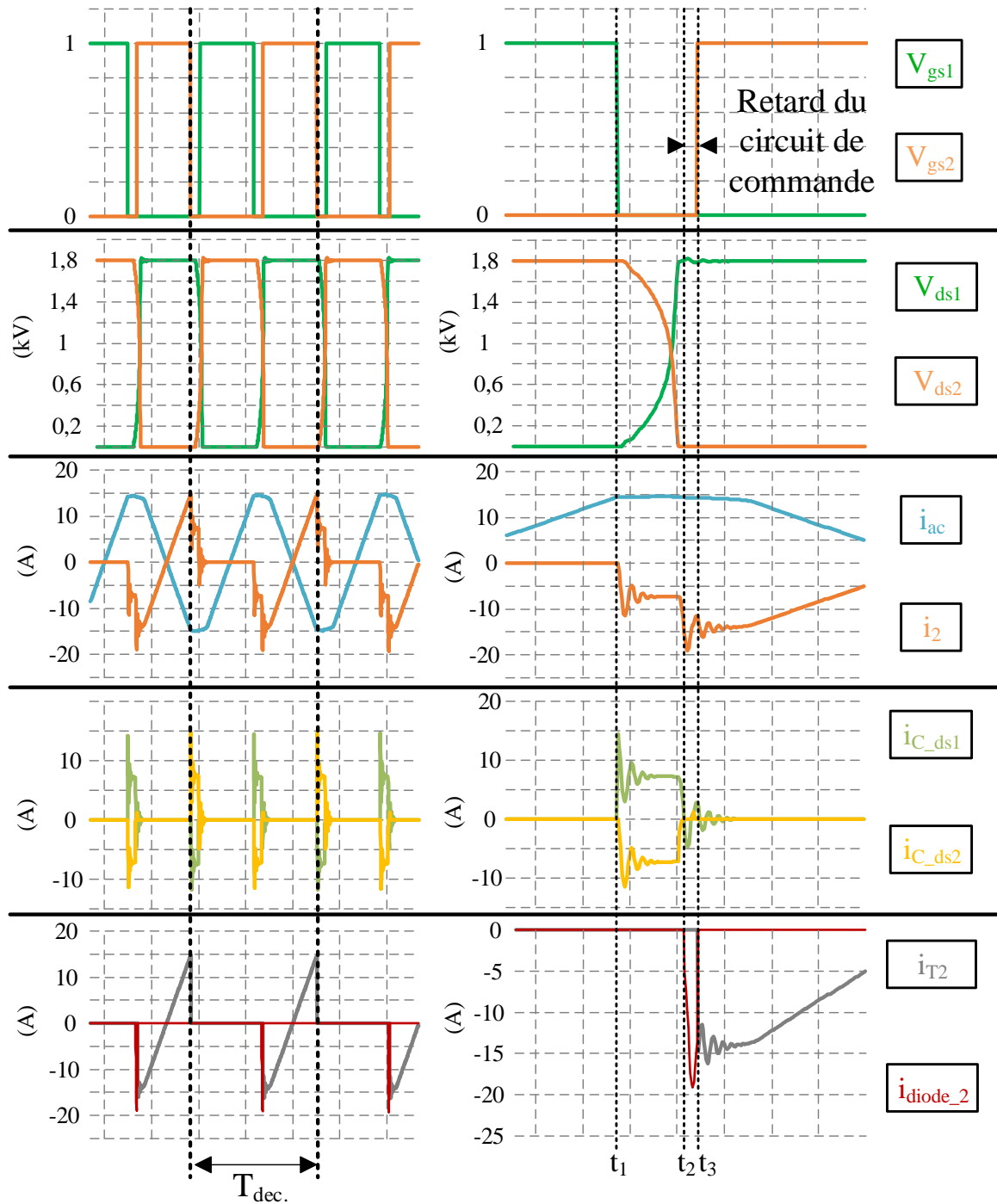


Figure IV.2 – Résultats de simulations du banc d'essai à l'aide du logiciel PLECS avec la fonction ZVS intégrée.

IV.3 Circuit de commande du module de puissance

Le circuit de commande est adapté aux nouvelles technologies de packaging "LVM" (*Low Voltage Module*) et "HVM" (*High Voltage Module*) [1]. Chaque module comporte une cellule de commutation complète (ou bras), il y a donc eu la volonté de concevoir un seul PCB par module qui contrôle ainsi la totalité du bras. Sur chaque PCB, se trouvent deux circuits de commande, un pour chaque transistor du module. Chaque circuit de commande est alimenté en 25 V par une alimentation DC/DC isolée ($V_{iso}=15kV$) située en amont. Ensuite, sur le PCB, cette tension d'alimentation est adaptée grâce à des hacheurs, avec un niveau de +17 V pour l'amorçage du composant et de -5 V pour le blocage du composant. De plus, ces deux tensions sont réglables pour s'adapter à plusieurs modules avec des tensions de commande de grille différentes (de +15V à +20V et de -5V à -7V). En outre, une alimentation de 5 V est utilisée afin d'alimenter tous les dispositifs électroniques constituant la logique de commande. Afin de réduire les perturbations, toutes les alimentations sont référencées à la source du MOSFET-SiC piloté. Enfin, les signaux de contrôle sont transmis aux circuits de commande au moyen des fibres optiques.

Dans le paragraphe suivant nous allons nous concentrer sur la fonction ZVS constituant le circuit de commande.

IV.3.1 Fonction thyristor-dual

La Figure IV.3 présente le schéma bloc du contrôle assurant la fonction ZVS du circuit de commande. L'ordre d'amorçage du MOSFET peut être envoyé quand sa diode en antiparallèle est amorcée, ce qui correspond à une tension V_{ds} égale à zéro. Dans ce cas, la commutation au zéro de tension est garantie.

La détection de la conduction de la diode en antiparallèle est effectuée au niveau du drain du composant par une diode ultra rapide associée à un comparateur à hystérésis. Le seuil de basculement de ce comparateur est réglable à l'aide d'un potentiomètre. Quand la tension V_{ds} est inférieure à ce seuil, la sortie du comparateur sera haute (1) et une bascule D mémorisera ainsi cet état haut jusqu'à l'apparition d'un ordre de blocage provenant de la fibre optique. La valeur de ce seuil est choisie légèrement supérieure à zéro afin de garantir une bonne détection. Il est généralement fixé à environ 3-4 V. De plus, il y a eu la volonté de mettre un seuil variable afin d'adapter le circuit de commande à différents modules MOSFET SiC.

La bascule D mémorise la première détection et elle ne peut plus changer d'état de sortie tant que l'ordre de reset (fibre « signal de commande ») n'est pas envoyé. Ceci permet d'éviter des changements intempestifs de la sortie du comparateur.

Conformément au schéma de la Figure IV.3, l'ordre d'amorçage du transistor est donné seulement si la sortie du comparateur est haute et l'amorçage a été autorisé par le signal de contrôle du mode ZVS (entrée R de la bascule). L'ordre de blocage est en revanche envoyé

directement au composant quand le signal de contrôle du mode ZVS est à l'état bas (0), quel que soit l'état de la sortie du comparateur à hystérésis.

A la mise sous tension de la structure de conversion, aucune tension n'est présente sur les composants et le courant i_{ac} est à zéro. Par conséquent, le cycle de commutation des semi-conducteurs ne démarre pas car aucune détection n'est faite (aucun échange capacitif entre les composants est engendré). Une impulsion de démarrage est donc nécessaire et envoyée en utilisant le signal de commutation forcée (Figure IV.3). Ensuite, après cette impulsion de démarrage, ce signal est constamment à l'état bas (0) et la fonction ZVS du circuit de commande prend le relai en assurant les amorçages spontanés des transistors au zéro de tension. Ce choix de logique permet d'être sécurisant vis-à-vis du court-circuit de bras. En effet, l'ordre d'amorçage n'est pas envoyé s'il n'y a pas eu la détection du zéro de tension aux bornes du transistor et donc le blocage du composant complémentaire. Par conséquence, en cas de non détection d'un passage par zéro de sa tension, le transistor resté bloqué, la structure de conversion s'arrête naturellement.

Comme nous l'avons déjà évoqué, le circuit de commande intègre également la fonction de commutation forcée. En effet, pour ce faire, il suffit de maintenir l'état du signal de contrôle du mode ZVS toujours bas (0) et d'effectuer la commande par l'intermédiaire du signal d'amorçage et de blocage forcé. Cette commande pouvant être un train d'impulsions à une fréquence de découpage désirée, comprenant des temps morts. Il est donc possible de faire une commande classique du bras d'onduleur.

L'ordre d'amorçage ou de blocage arrive dans un « buffer » qui a le rôle d'amplifier le signal de contrôle en le transformant en +17 V ou -5 V (tensions d'alimentation de la grille). En outre, le circuit de commande est équipé de résistances R_{gON} et R_{gOFF} permettant de régler la vitesse de commutation à l'amorçage et au blocage. De plus, le circuit de commande est équipé de systèmes de protection « UVLO » (« Under Voltage Lockout »). Ce type de système bloque rapidement le composant si les tensions +V et -V chutent de plus de 10%. La bascule D permet de mémoriser le défaut et de transmettre l'information au bloc de commande à travers une fibre optique dédiée (état du circuit de commande).

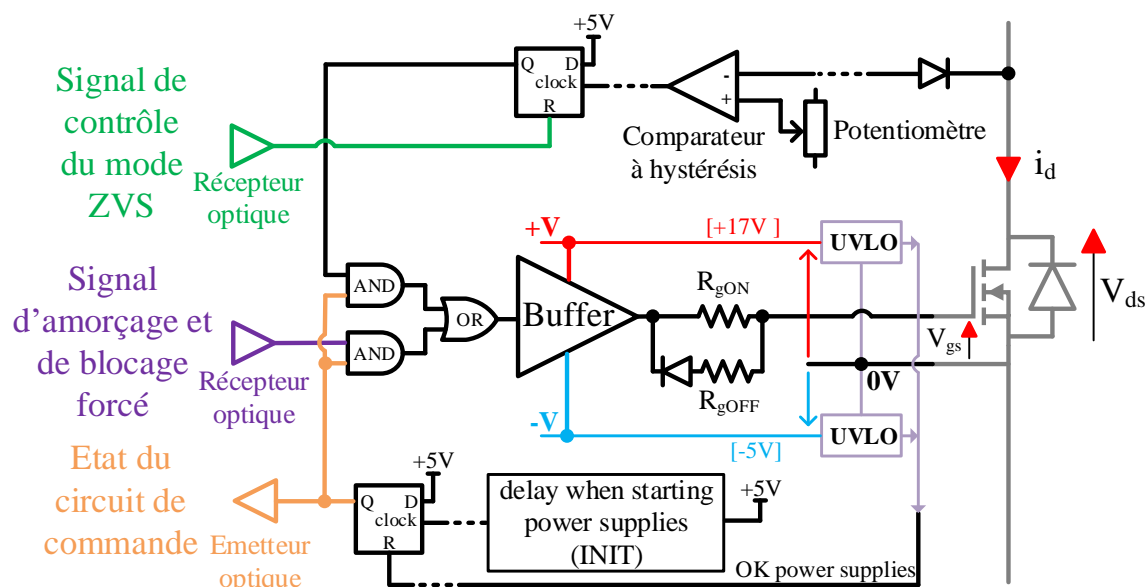


Figure IV.3 – Schéma de contrôle de la fonction ZVS [2].

IV.3.2 Caractérisation en mode de commutation ZVS

La Figure IV.4 montre deux photos du banc d'essai équipé d'un module MOSFET-SiC, du circuit de commande et de toutes les sondes de mesures.

Le banc d'essai est instrumenté afin de mesurer les tensions de grille V_{gs1} et V_{gs2} , le courant I_{T2} et la tension V_{ds2} . Par ailleurs, d'autres mesures ont été effectuées afin de vérifier le bon fonctionnement du « Gate Driver » et de la fonction ZVS intégrée. La mesure de la tension V_{gs} est prise à l'extérieur du composant, par conséquent elle ne représente pas fidèlement la tension grille-source du composant, car une résistance de grille est aussi présente à l'intérieur du module (R_{gINT}). Les puissances instantanées de commutation à l'amorçage et au blocage (p_{T2ON} et p_{T2OFF}) sont calculées en partant de la mesure du courant i_{t2} et de la tension V_{ds2} . Ensuite, ces puissances p_{T2ON} et p_{T2OFF} sont intégrées dans le temps afin d'obtenir les énergies de commutation (E_{T2ON} et E_{T2OFF}). Cela est effectué au moyen d'une fonction mathématique présente sur l'oscilloscope. Compte tenu de la vitesse de commutation des MOSFET-SiC, ces mesures de tensions et de courants nécessitent des sondes ayant une large bande passante. L'annexe D contient plus de détails concernant les caractéristiques des sondes de mesure utilisées.

D'après ce que nous avons expliqué dans les paragraphes précédents l'énergie à l'amorçage (E_{T2ON}) doit être nulle en mode ZVS. Cependant, nous allons mesurer une valeur d'énergie (E_{T2ON}) qui diffère de zéro. Cela représente l'énergie capacitive (E_{T2ON_cap}) échangée entre les deux composants lors de la commutation. Cette énergie est indépendante de la valeur du courant commuté et dépend uniquement du niveau de tension et de la valeur des capacités parasites. Cette énergie (E_{T2ON_cap}) ne représente pas des pertes (en chaleur) et est également présente dans la mesure de l'énergie au blocage (E_{T2ON}). Ainsi, l'énergie au blocage (E_{T2OFF}) est la somme de l'énergie dissipée par effet Joule (E_{T2OFF_Joule}) plus celle

échangée par effet capacitif (E_{T2OFF_cap}). Nous allons donc soustraire à E_{T2OFF} l'énergie E_{T2ON_cap} , afin d'obtenir seulement l'énergie dissipée (E_{T2OFF_Joule}).

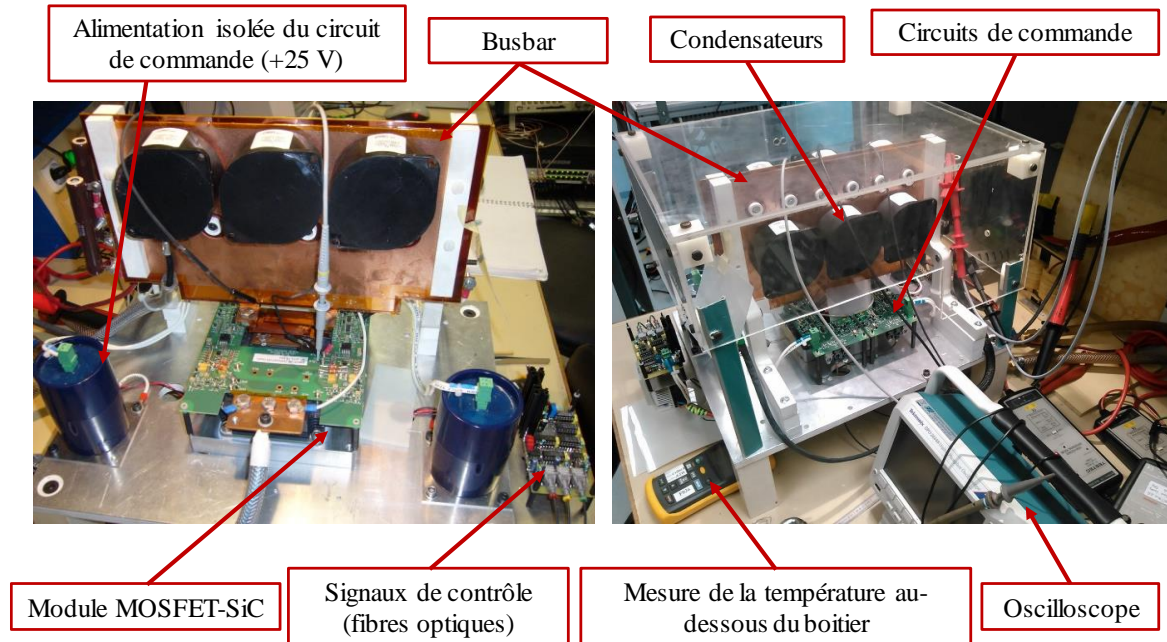


Figure IV.4 – Photos du banc d'essai de caractérisation du module MOSFET-SiC 3,3 kV en mode ZVS.

La Figure IV.5 montre une capture d'écran pendant le blocage du semi-conducteur T_2 avec une tension du bus (V_{in}) égale à 1,8 kV et un courant bloqué (I_{T2}) égal à 24 A. L'énergie totale au blocage (E_{T2_OFF}) mesurée est égale à 9,98 mJ. Nous constatons le bon fonctionnement de la fonction ZVS du circuit de commande. En effet, nous pouvons identifier les trois instants (t_1 , t_2 et t_3), du cycle de commutation spontanée, illustrés dans le paragraphe I.1.1.

A la suite de l'envoi de l'ordre de blocage du composant T_2 , la tension V_{gs2} décroît jusqu'à 0 V à l'instant t_1 (tracé vert dans la Figure IV.5). A partir de là, T_2 commence à se bloquer, et donc la tension V_{ds1} sur le composant complémentaire T_1 commence à décroître jusqu'à 0 V (instant t_2). Le circuit de commande détecte l'amorçage de la diode D_1 et l'ordre d'amorçage de T_1 est envoyé. A l'instant t_3 , avec un retard d'environ 80 ns, l'amorçage de T_1 se produit (tracé bleu dans la Figure IV.5).

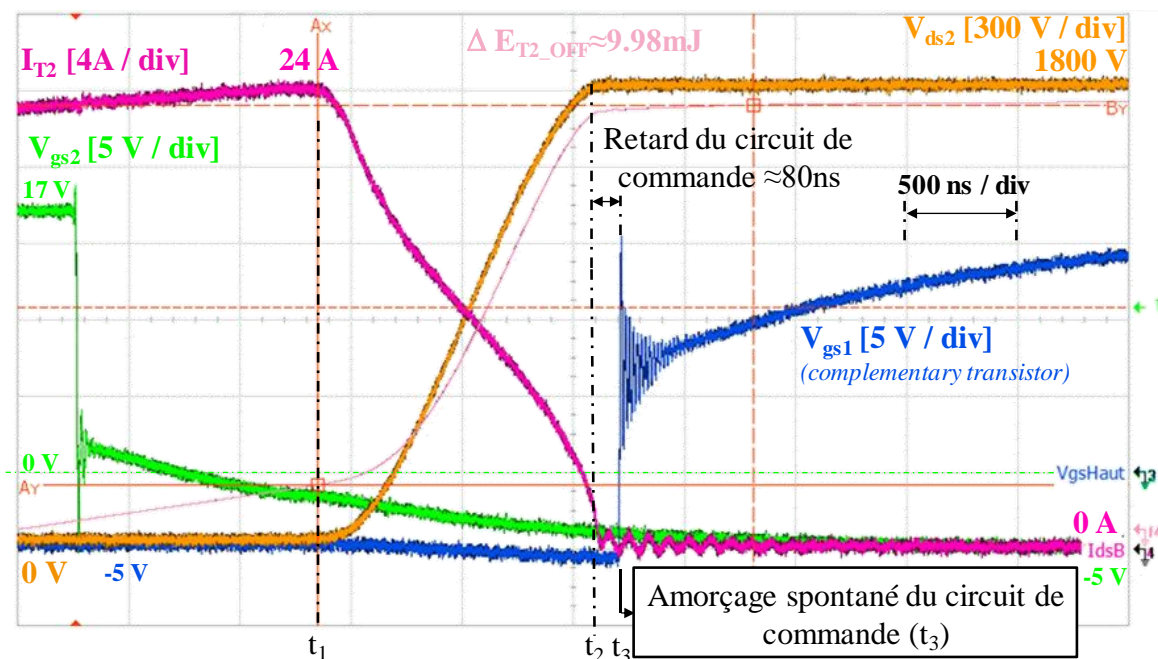


Figure IV.5 – Capture d'écran de l'oscilloscope pendant le blocage du MOSFET-SiC. Semi-conducteur T_2 .

La Figure IV.6 montre une capture d'écran de l'oscilloscope lors de l'amorçage du semi-conducteur T_2 . De manière complémentaire, ici, nous pouvons identifier l'instant (t_1) du blocage de T_1 , l'instant (t_2) de l'amorçage de D_2 , et donc de la détection de $V_{gs2} = 0$ V et l'instant (t_3) de l'amorçage de T_2 .

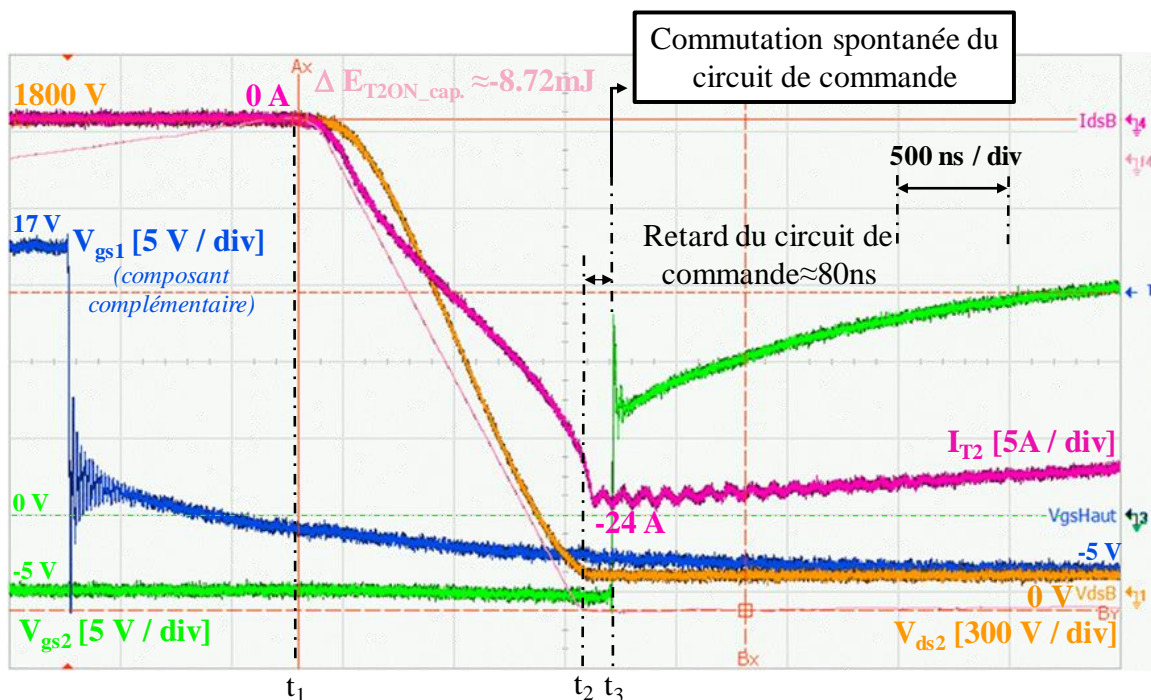


Figure IV.6 – Capture d'écran de l'oscilloscope pendant l'amorçage du Transistor T_2 .

La Figure IV.7 présente les énergies dissipées par commutation du composant MOSFET-SiC 3,3 kV en mode ZVS. Comme nous l'avons précédemment indiqué, elles sont calculées en soustrayant aux pertes mesurées au blocage les pertes mesurées à l'amorçage. Il faut noter que l'erreur de la mesure à faibles courants est importante par rapport au niveau d'énergie mesurée. Cela s'explique par la faible croissance de l'énergie à faible courant commuté. Toutefois, les valeurs d'énergies mise en jeu par le composant lors du blocage sont très faibles.

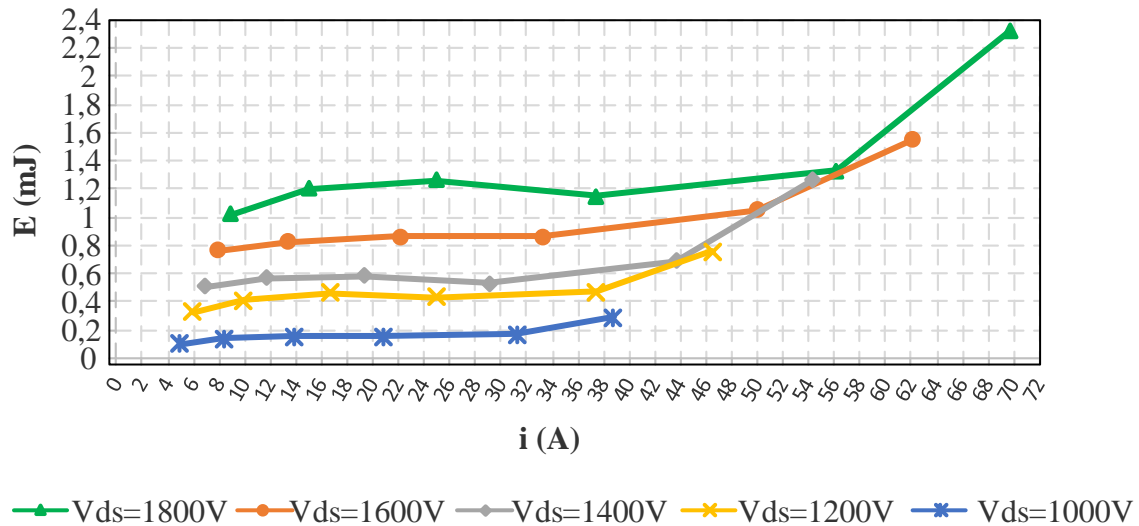


Figure IV.7 – Energies de commutation du MOSFET-SiC 3,3 kV pour différentes tension V_{ds} , en mode ZVS.

IV.3.3 Evaluation des pertes de la structure RSAB en tenant compte des résultats de caractérisation de semi-conducteurs en commutation douce

A la suite de la caractérisation du composant en commutation douce, nous avons intégré les énergies mesurées dans le modèle PLECS afin d'estimer les nouvelles pertes par commutation de la structure de conversion RSAB présentée au chapitre précédent. Ainsi, nous n'utilisons plus les données fournies par le constructeur qui ne correspondaient pas au mode ZVS. Nous constatons ainsi une diminution des pertes en commutation dans l'onduleur de l'ordre de 90 %, et donc une augmentation du rendement d'environ 0,4 %. La Figure VI.8 (a) et (b) montrent respectivement les pertes dans l'onduleur et le rendement du convertisseur RSAB en fonction du courant de sortie I_{out} .

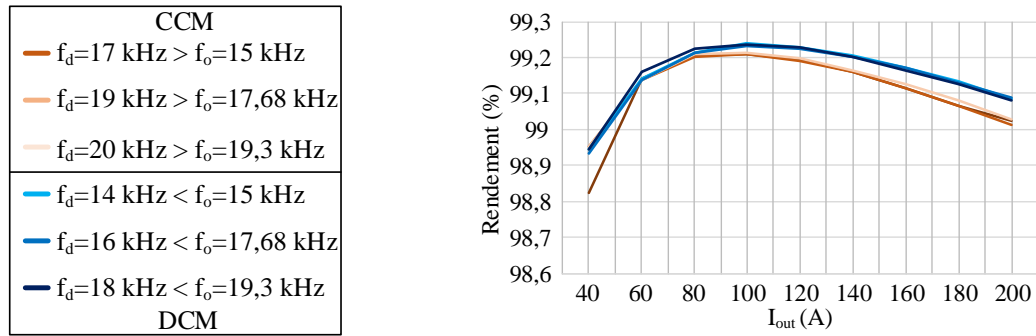


Figure VI.8 – Estimation du rendement de la structure RSAB à la suite de la caractérisation du MOSFET-SiC en commutation douce.

IV.4 Conception du convertisseur DC-DC isolé (RSAB)

Afin de valider et d'analyser expérimentalement le fonctionnement du convertisseur RSAB présenté dans le chapitre III, un banc de test a été développé au sein du LAPLACE. L'onduleur est réalisé à l'aide de modules MOSFET-SiC 3,3 kV/ 750 A de chez Mitsubishi. Tandis que le redresseur est réalisé à l'aide de diodes Si 3,3 kV/ 200 A de chez Infineon. Grâce à une méthode d'opposition, nous souhaitons mesurer avec précision les pertes de la structure dans les deux modes de fonctionnement DCM et CCM.

IV.4.1 Méthode d'opposition

Le principe de la méthode d'opposition, dans le contexte des systèmes électriques, repose sur la connexion de deux systèmes identiques alimentés par une ou plusieurs source(s) d'alimentation. Le premier système fonctionne comme un générateur et le deuxième fonctionne comme un récepteur [3]. L'objectif de cette méthode est de faire circuler un courant entre les convertisseurs en ne fournissant que les pertes des deux convertisseurs. Nous n'avons donc pas besoin d'une charge dissipative et les pertes des convertisseurs peuvent être estimées avec précision.

La Figure IV.9 présente le circuit mise en œuvre. Dans notre cas d'étude, la structure RSAB comprend un transformateur ayant un rapport de tensions égal à 1. Par conséquent, la connexion directe entre l'entrée et la sortie est possible. Il n'y a donc pas besoin d'un deuxième convertisseur pour mettre en œuvre la méthode d'opposition. La source de tension impose la tension (V_{in}) au « busbar » d'entrée tandis que la source de courant fixe le courant de sortie (I_{out}) circulant dans le convertisseur. De plus, une inductance de filtrage (L_{filtre}) de 230 μH et une inductance d'entrée (L_{in}) d'environ 10 μH sont ajoutées afin d'éviter la circulation de courants haute fréquence dans les sources d'alimentation. Par ailleurs, une diode est ajoutée en entrée afin de protéger le générateur de tension d'éventuels courants en inverse.

Avec cette méthode, la puissance fournie par l'ensemble de deux alimentations correspond qu'aux pertes du convertisseur. Le générateur de tension a pour rôle de fournir

les pertes liées à la magnétisation du transformateur (courant magnétisant), ce qui correspond en pratique à un courant de quelques ampères. Le générateur de courant fourni toutes les autres pertes (conduction et commutation) de la structure RSAB. Il a pour rôle d'imposer le courant de sortie I_{out} et il est soumis à une tension très basse (quelques dizaines de volt) correspondant à la chute de tension du convertisseur ($\Delta V_{conv.}$).

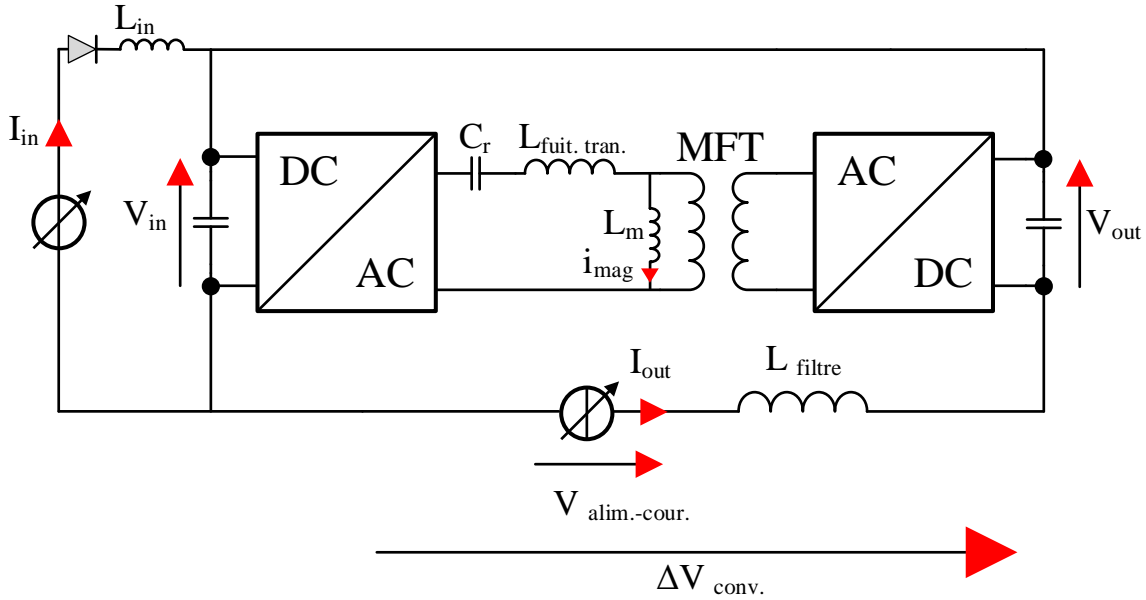


Figure IV.9 – Schéma de principe du circuit utilisé pour les essais expérimentaux.

IV.4.2 Estimation de pertes par méthode électrique et calorimétrique

Lors de la caractérisation des convertisseurs, la mesure des pertes est essentielle [4]. Cela permet de quantifier les pertes totales en prenant en compte des phénomènes complexes qui ne peuvent pas être modélisés en phase de conception.

Dans notre cas, le banc d'essai a été conçu afin de pouvoir estimer les pertes du convertisseur par une mesure électrique et par une mesure calorimétrique [5]. La méthode électrique repose sur la mesure du courant I_{in} et des tensions V_{out} et V_{in} . Le courant I_{out} est connu et imposé par le générateur de courant. A partir de ces mesures, nous calculons les pertes du convertisseur selon l'équation (IV.1).

$$P_{pertes\ totales} = (V_{in} \cdot I_{in}) + (|V_{in} - V_{out}| \cdot I_{out}); \quad (IV.1)$$

La Figure IV.10 présente le circuit d'eau de refroidissement mis en œuvre afin d'estimer les pertes par une mesure calorimétrique. Cette méthode consiste à mesurer le débit d'eau de refroidissement et les températures d'entrée et de sortie des plaques de refroidissement des modules MOSFET-SiC, des modules diode et du transformateur. Afin de rendre la mesure précise, nous devons limiter l'échange de flux thermique par convection. Ainsi, nous avons isolé les plaques de refroidissement des modules et le transformateur en les entourant d'une mousse isolante spécifique. Pour d'effectuer le bilan

CHAPITRE IV

calorimétrique, nous avons utilisé pour la mesure des températures des sondes PT 100 à 4 fils intrusives . Afin de garantir une bonne précision ces sondes PT100 sont de classe « A » d'après la norme IEC 751 [6] dont un extrait est donné dans le Tableau IV.1. Par contre, les débits d'eau sont mesurés avec des débitmètres à turbine de chez Kobold et de référence DPL (adaptés aux faibles débits) avec une précision de $\pm 2,5\%$ de l'échelle de mesure. De plus, des thermocouples sont placés sous la semelle des modules de puissance, ce qui nous permet d'estimer en temps réel les températures de jonction des puces. Enfin, les mesures de température de l'eau, des débits et des thermocouples sont centralisées dans une unité d'acquisition de données comprenant 20 voies multiplexées (Keysight Agilent 34972A).

Cette méthode nous permet d'estimer les pertes avec précision sur chaque partie constituant le convertisseur (onduleur, transformateur et redresseur).

TEMP °C	TOLERANCES									
	CLASSE B		CLASSE A		1/3 CLASSE B		1/5 CLASSE B		1/10 CLASSE B	
	± °C	± Ohms	± °C	± Ohms	± °C	± Ohms	± °C	± Ohms	± °C	± Ohms
- 200	1,3	0,56	0,55	0,24	0,44	0,19	0,26	0,11	0,13	0,06
- 100	0,8	0,32	0,35	0,14	0,27	0,11	0,16	0,06	0,08	0,03
0	0,3	0,12	0,15	0,06	0,1	0,04	0,06	0,02	0,03	0,01
+ 100	0,8	0,3	0,35	0,13	0,27	0,1	0,16	0,05	0,08	0,03
+ 200	1,3	0,48	0,55	0,2	0,44	0,16	0,26	0,1	0,13	0,05
+ 300	1,8	0,64	0,75	0,27	0,6	0,21	0,36	0,13	0,18	0,06
+ 400	2,3	0,79	0,95	0,33	0,77	0,26	0,46	0,16	0,23	0,08
+ 500	2,8	0,93	1,15	0,38	0,94	0,31	0,56	0,19	0,28	0,09
+ 600	3,3	1,06	1,35	0,43	1,1	0,35	0,66	0,21	0,33	0,1
+ 650	3,6	1,13	1,45	0,46	1,2	0,38	0,72	0,23	0,36	0,11
+ 700	3,8	1,17	-	-	-	-	-	-	-	-
+ 800	4,3	1,28	-	-	-	-	-	-	-	-
+ 850	4,6	1,34	-	-	-	-	-	-	-	-

Tableau IV.1 - Extrait de la norme IEC 751 présentant les tolérances des sondes PT 100 classe A, B, B/3, B/5 et B/10.

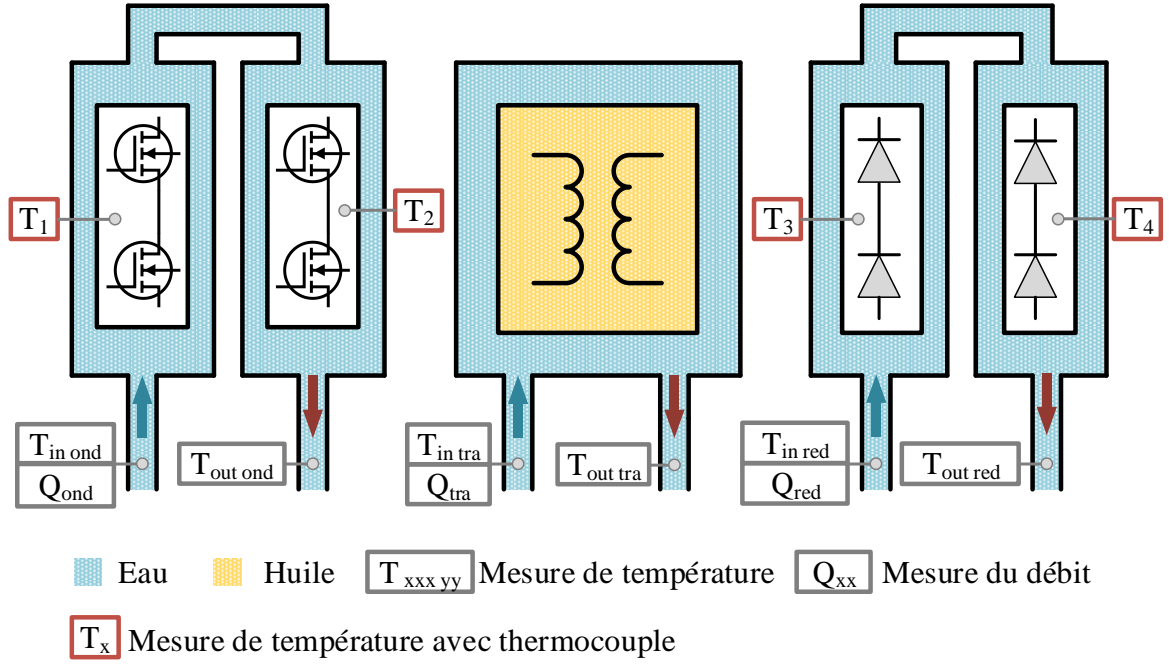


Figure IV.10 - Méthode calorimétrique appliquée au banc d'essai.

Selon les équations (IV.2), (IV.3) et (IV.4) nous pouvons estimer les pertes attribuées à l'onduleur, au redresseur et au transformateur.

$$P_{pertes\ onduleur} = \rho \cdot C_p \cdot Q_{ond} \cdot \Delta T_{ond}; \quad (IV.2)$$

$$P_{pertes\ redresseur} = \rho \cdot C_p \cdot Q_{red} \cdot \Delta T_{red}; \quad (IV.3)$$

$$P_{pertes\ transformateur} = \rho \cdot C_p \cdot Q_{tra} \cdot \Delta T_{tra}; \quad (IV.4)$$

Avec :

ρ : masse volumique [kg/m^3] ;

C_p : capacité thermique massique [$\text{J}/(\text{kg} \cdot \text{K})$] ;

ΔT : différence de température entre l'entrée et la sortie ($T_{out} - T_{in}$) [K] ;

Q : débit d'eau de refroidissement [m^3/s] ;

P : puissance perdue [W] ;

En combinant la mesure des pertes et la mesure de température des semelles des modules, nous estimons les températures de jonction des composants (SiC-MOSFET et diode) selon les équations (IV.5) et (IV.6). La Figure IV.11 présente le schéma thermique équivalent considéré pour l'estimation des températures de jonction. Les valeurs des résistances thermiques sont données dans le chapitre III.

$$T_{j(MOS)} = T_{ther.(M)} - \left(\frac{P_{onduleur}}{4} \cdot (R_{th(j-c)_{mos}} + R_{th(c-h)_{mod}}) \right); \quad (IV.5)$$

$$T_{j(diode)} = T_{ther.(d.)} - \left(\frac{P_{redresseur}}{4} \cdot (R_{th(j-c)_d} + R_{th(c-h)_d}) \right) ; \quad (IV.6)$$

Soit :

- $R_{th(c-h)_{mod}}$: Résistance thermique «case to heat sink» du module.
- $R_{th(j-c)_{mos}}$: Résistance thermique «junction to case» du MOSFET.
- $R_{th(j-c)_{fw}}$: Résistance thermique «junction to case» de la diode Free-Wheel.
- $R_{th(c-h)_d}$: Résistance thermique «case to heat sink» de la diode.
- $R_{th(j-c)_d}$: Résistance thermique «junction to case» de la diode.

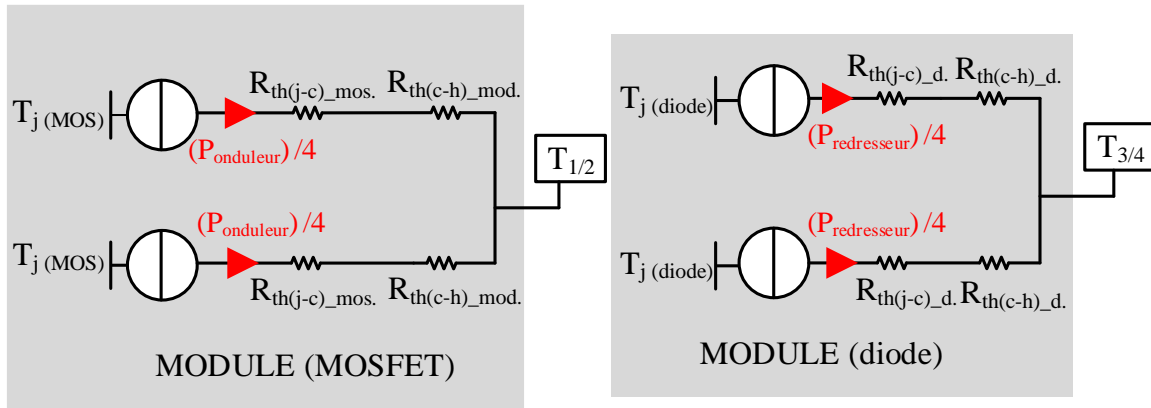


Figure IV.11 – Schéma équivalente thermique d'un module MOSFET-SiC et d'un module diode.

IV.4.3 Conception du convertisseur

Le convertisseur a été conçu en se basant sur les géométries des modules MOSFET-SiC, des modules diodes et du transformateur moyenne fréquence. Tous les bus barres ont été réalisés afin de rendre le convertisseur le plus compact possible, tout en considérant notre besoin de pouvoir effectuer des mesures durant toute la phase de test. La Figure IV.13 présente le design en 3D du convertisseur et la Figure IV.14 détaille le design des bus barres du côté primaire et du côté secondaire du convertisseur. Le design en 3D a permis d'anticiper les contraintes mécaniques et géométriques pour connecter d'une part les condensateurs de bus et les modules de puissance et d'autre part relier les bornes de puissance du transformateur aux modules de puissance.

Les bus barres ont été conçus en prévoyant la connexion future de plusieurs briques élémentaires en association ISOP et cela afin de réaliser des rapports de tensions supérieur à 1. Compte tenu que la structure de conversion finale doit permettre de réaliser le rapport 9 kV/1,5 kV, 6 convertisseurs devront être connectés ensemble.

Les liaisons entre les modules de puissance et le transformateur ont été réalisées au moyen de barres en cuivre. Par ailleurs, pour chaque liaison, nous avons utilisé quatre barres isolées (deux pour chaque polarité). Afin de réduire la boucle de rayonnement et la

résistance en AC de cet ensemble, il a été choisi de superposer ces barres en alternant les polarités. Les simulations effectuées avec le logiciel Q3D® couplé à Simplorer® ont permis d’estimer la résistance AC à 20 kHz à environ 400 $\mu\Omega$, ce qui est très faible et ne devrait pas créer d’échauffement anormal de ce « sandwich » de barres de cuivre.

Le condensateur de filtrage a été choisi afin de limiter les ondulations de tension en-dessous de 5% de la tension nominale. D’après les simulations avec le logiciel PLECS, un condensateur avec une capacité de 15 μ F pour un courant I_{out} égal à 200A est suffisant. Cependant, il a été difficile de trouver sur le marché un condensateur de faible capacité qui supporte un courant de valeur efficace d’environ 200 A tout en ayant une tenue en tension supérieure à 1800 V et une faible inductance parasite. En considérant aussi les contraintes géométriques et le délai d’approvisionnement, nous avons finalement choisi un condensateur de chez Electronic Concepts d’une valeur de 30 μ F. Ainsi, les bus-barres d’entrée et de sortie sont constitués par deux condensateurs connectés en parallèle ayant une valeur totale de 60 μ F. Une résistance de décharge de 100 k Ω a été ajoutée. Elle permet de décharger les deux condensateurs en moins de 30 s. La Figure IV.12 présente les caractéristiques du condensateur DC série LH3, référence LH30CB306.

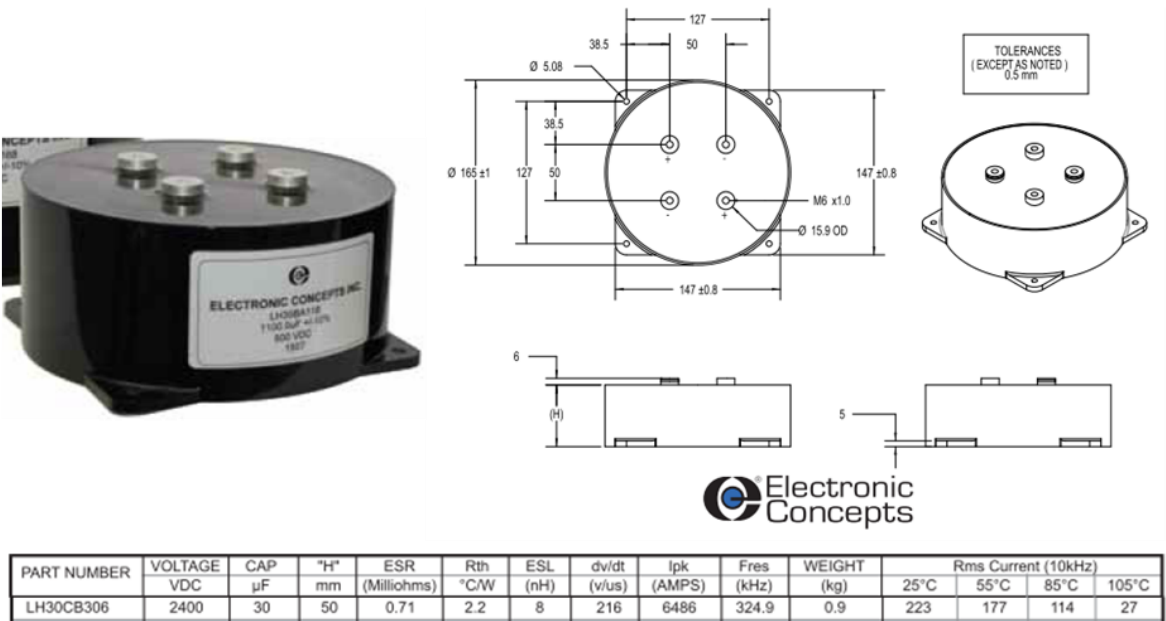


Figure IV.12 – Caractéristiques et géométrie du condensateur DC de chez Electronic Concepts, série LH3, référence LH30CB306.

Afin de valider la conception du convertisseur, des simulations électromagnétiques ont été effectuées avec le logiciel Q3D® couplé à Simplorer®. Cela nous a permis de vérifier que l’ensemble bus-barre, modules de puissance et condensateurs permettait l’utilisation de semi-conducteurs SiC dans de bonnes conditions. En effet, la principale difficulté de mise en œuvre de ces composants est liée à leur rapidité de commutation. Le di/dt au blocage atteint plusieurs kA/ μ s et la surtension aux bornes du composant doit rester acceptable. Ainsi, afin de limiter cette surtension, en phase de conception on cherche à minimiser

l'inductance parasite de la maille de commutation. Dans notre cas, nous avons estimé une inductance parasite d'environ 30/35 nH (valeur comprenant l'inductance du pack de 14 nH et celle des condensateurs DC de 8,5 nH). Cette valeur reste très acceptable pour une cellule de commutation à base de modules 3,3 kV puisque la surtension sera de l'ordre d'une cinquantaine de volts.

Le module de puissance employé est un produit récent sur le marché, il n'existe donc pas de dissipateur à eau standard pour ce type de boîtier. Ils ont donc été usinés sur mesures par un constructeur de ce type de produits. De plus, comme que nous ne voulions pas être limités par des contraintes thermiques ne nous permettant pas d'exploiter pleinement ces nouveaux modules SiC, nous avons demandé des dissipateurs à très haute performance qui puissent travailler à un débit d'eau compris entre 1 l/min et 5 l/min. La technologie du dissipateur repose sur des micro-canaux qui permettent un régime turbulent du fluide traversant la plaque froide. Ce type de plaque froide a un coefficient d'échange thermique R_{th} compris entre 10,4 C/kW à 5 l/min et 21,72 °C/kW à 1 l/min. Selon l'équation IV.7, il est possible de calculer le coefficient de convection thermique et obtenir 3213 W/°C m² à 1 l/min et 6710 W/°C m² à 5 l/min (équation IV.7). Ces valeurs de coefficient de convection thermique H correspondent à un échangeur thermique très performant. L'annexe E contient plus de détails concernant les caractéristiques et la géométrie des plaques froides.

$$H = \frac{1}{R_{th} \cdot S_{plaque}}; \quad (IV.7)$$

Concernant les condensateurs de résonance placés dans le lien AC, il y a eu une volonté de choisir des condensateurs avec la plus petite valeur de capacité disponible sur le marché, tout en respectant les contraintes électriques (tenue en courant et en tension) imposées par la topologie de conversion. Ce choix nous permet de balayer plusieurs fréquences de résonance comprises entre 15 kHz et 20 kHz en faisant différents associations série-parallèle, conformément au Tableau IV.2. Pour cela un système de barres de cuivre a été conçu (Figure IV.14).



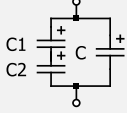
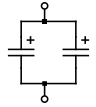
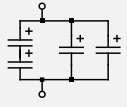
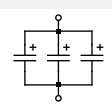
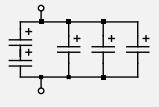
Schéma équivalent de l'association des condensateurs	Nombre de condensateurs	C _{res} (μF)	f _{resonance} (kHz) Calculée en considérant L _f = 22μH
	2 (2 en série)	0,6	43,81
	1	1,2	30,98
	3 (2 en série, en parallèle avec 1 autre)	1,8	25,29
	2 (2 en parallèle)	2,4	21,90
	4 (2 en série, en parallèle avec 2 autres)	3	19,59
	3 (3 en parallèle)	3,6	17,88
	5 (2 en série, en parallèle avec 3 autres)	4,2	16,56

Tableau IV.2 - Associations des condensateurs dans le lien AC.

Pour mesurer le courant de sortie, nous avons utilisé un capteur LEM de référence LTC350-SF (350A nominal). Les mesures des tensions d'entrée et de sortie du convertisseur sont effectuées par des capteurs LEM de référence DVL2000. Ces références sont des produits couramment employés dans le secteur ferroviaire, ils répondent au besoin d'isolation électrique qu'exige ce type de montage. L'annexe D contient plus de détails concernant les capteurs de courant et de tension utilisés sur la maquette.

La commande du convertisseur se fera au moyen d'une Boombox de chez Imperix [7], [8]. L'ensemble des ordres de commande des semi-conducteurs de puissance se fera par fibres optiques. Une « Toolbox » développée par la société et présente sur « Simulink » permet de s'interfacer avec la « Boombox » et de réaliser le contrôle du convertisseur. Les capteurs de tensions et de courant délivrent des signaux en courant qui sont envoyés à la « Boombox ». Ces mesures permettant de mettre en place une protection contre les surtensions et les surcharges qui peuvent se produire pendant le fonctionnement du convertisseur.

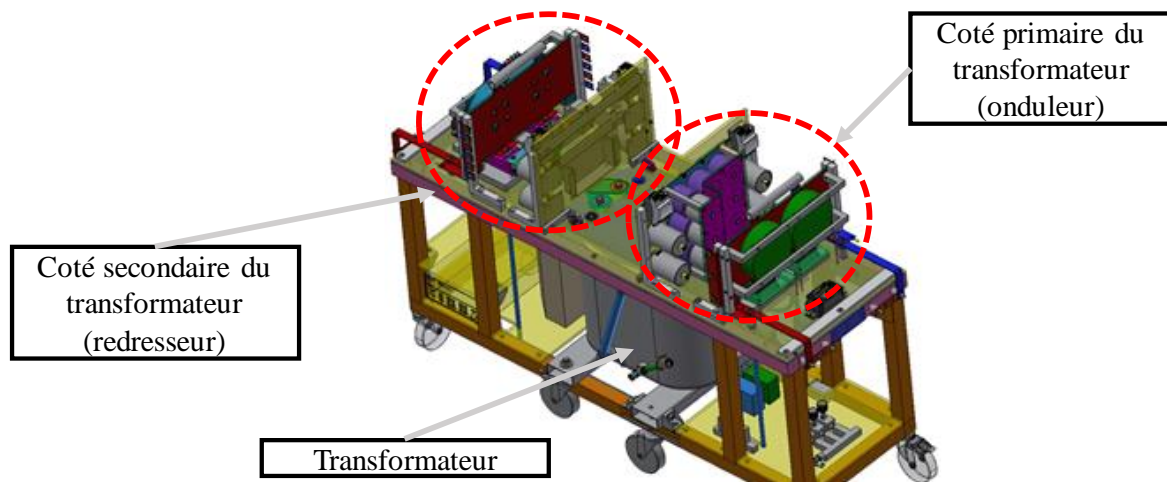


Figure IV.13 – Vue globale du convertisseur RSAB.

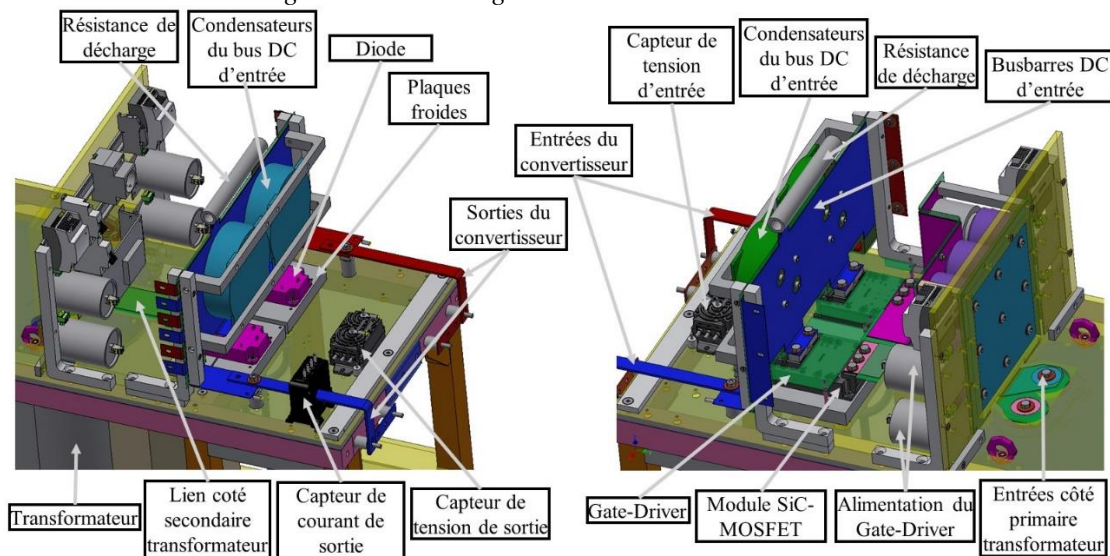


Figure IV.14 – Détails des assemblages du côté primaire et secondaire du transformateur.

IV.5 Premières mises sous tension et analyses

Le banc d'essai a été réalisé et mis en œuvre au laboratoire LAPLACE. La Figure VI.15 présente deux photos de ce banc d'essai. Nous pouvons noter la présence de la mousse isolante bien visible autour du transformateur (mouse de couleur noire).

Dès les premiers essais, nous avons relevé dans le lien AC des formes d'ondes de courant et de tension particulières et liées aux éléments capacitifs du transformateur et des semi-conducteurs qui s'opposent à la commutation en thyristor-dual à faible niveau de courant.

Par conséquent, afin d'améliorer le modèle électrique permettant de reproduire le fonctionnement de la structure de conversion la plus fidèlement possible et de comprendre les formes d'ondes observées, nous avons cherché à déterminer les capacités parasites.

L'influence des capacités parasites sur le fonctionnement du convertisseur n'a pas été prise en considération en phase d'étude du convertisseur. En effet, sachant que les éléments du convertisseur (transformateur et semi-conducteurs) sont des prototypes, il est difficile d'anticiper leur comportement et de les modéliser avec précision à l'avance.

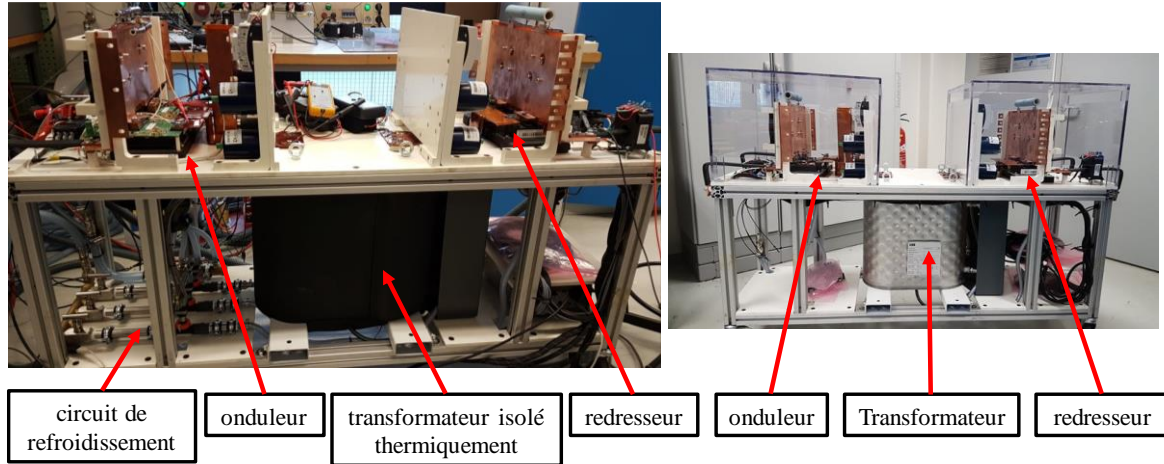


Figure VI.15 – Photos de l'ensemble du banc d'essai réalisé dans la salle de manipulation du LAPLACE.

IV.5.1 Comportement en mode de fonctionnement DCM ($f_d < f_0$)

La Figure IV.16 présente une capture d'écran de l'oscilloscope avec des formes d'ondes relatives à l'onduleur de tension. La Figure IV.16 (a) est à l'échelle de la période de découpage et la Figure IV.16 (b) est recentrée sur l'amorçage du MOSFET T_2 . Cet essai est réalisé à une tension V_{in} égale à 600 V, un courant de crête I_{ac} d'environ 23 A, une fréquence de découpage f_d égale à 15 kHz et une fréquence de résonance f_0 égale à 17.68 kHz ($C_r = 3.6 \mu F$). Au moment des commutations sur l'onduleur, le courant i_{ac} présente une variation rapide de même signe que le dv/dt . Ce phénomène est dû aux capacités parasites du transformateur et des composants du redresseur et masque complètement le courant magnétisant du transformateur. De plus, nous observons un pic de courant lorsque le transistor T_2 s'amorce. Ce phénomène est lié aux capacités internes des MOSFET qui vont se charger ou se décharger lorsque la tension V_1 change de signe. L'amplitude de ce courant ne dépend pas de la valeur efficace de I_{ac} mais dépend essentiellement de la valeur de la tension V_{in} .

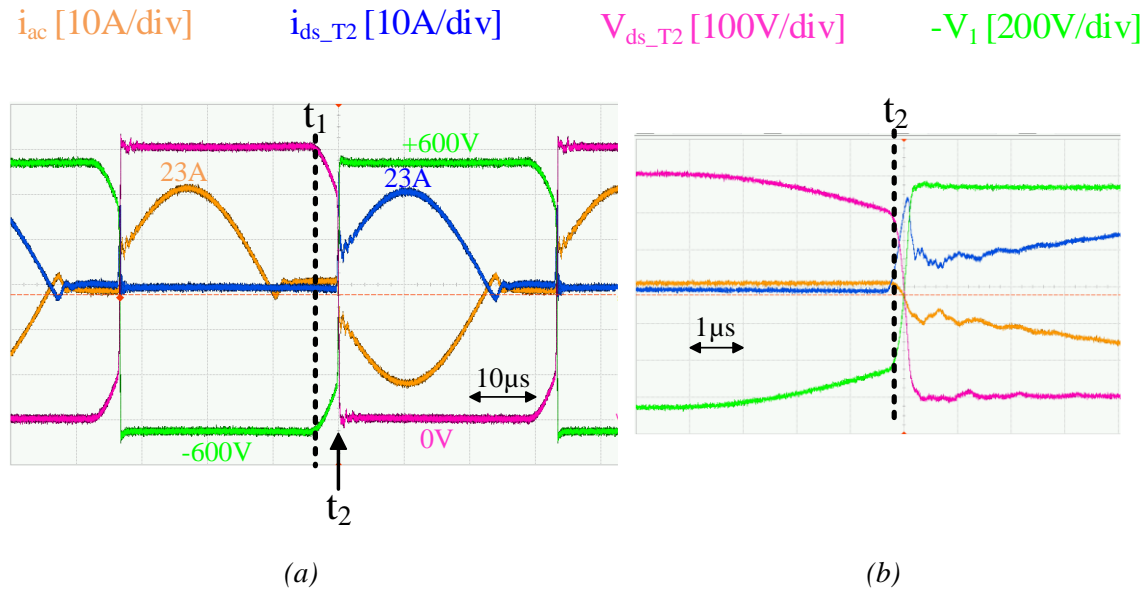


Figure IV.16 Capture d'écran de l'oscilloscope en mode DCM.

- a) Formes d'onde à l'échelle de la période.
b) Forme d'onde recentrées sur l'amorçage du MOSFET T_2 .

Pour qu'un MOSFET soit amorcée au passage par zéro de sa tension drain-source, il faut décharger sa capacité C_{ds} . Cette décharge est obtenue grâce au courant circulant au primaire du transformateur au moment du blocage d'une diagonale de l'onduleur. Nous pouvons observer, sur la Figure IV.16, qu'après le blocage du semi-conducteur T_1 à l'instant t_1 , la capacité C_{ds_T2} n'arrive pas à se décharger totalement. La tension V_{ds_T2} ne décroît pas jusqu'à zéro car l'équation IV.9 n'est pas respectée. La détection ($V_{ds_T2}=0$) n'est donc pas faite par le circuit driver et l'amorçage en mode ZVS n'est pas effectué. Par conséquent, il faut attendre la fin du temps mort de 5 μs pour qu'à l'instant t_2 la capacité C_{ds_T2} soit complètement déchargée de manière forcée.

La Figure IV.18 présente les formes d'ondes théoriques de la commutation ZVS et la Figure IV.17 montre le circuit électrique considéré avec les capacités parasites C_{ds} . Dans le cas du mode de fonctionnement en conduction discontinue (DCM), le niveau de courant I_{ac} au moment des commutations de l'onduleur ne dépend que du courant magnétisant (I_{mag}), qui ne change pas lorsque le courant I_{out} augmente. Il faut donc que l'équation (IV.8) soit respectée.

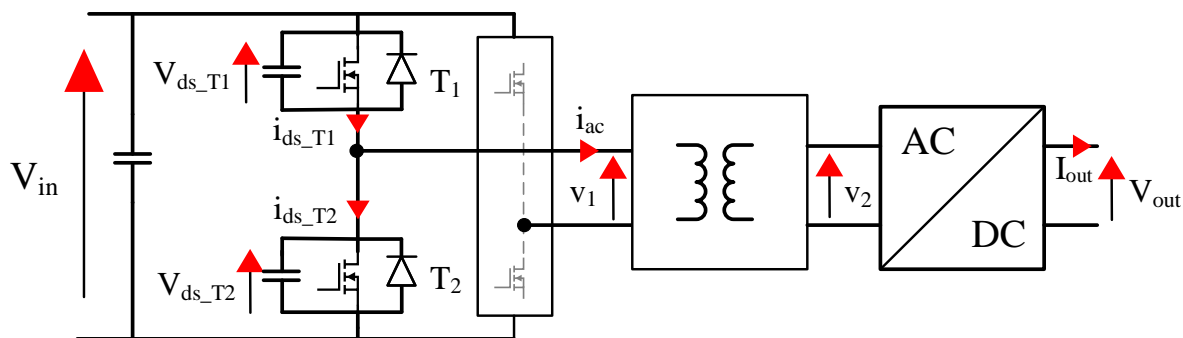


Figure IV.17 – Circuit électrique du convertisseur RSAB.

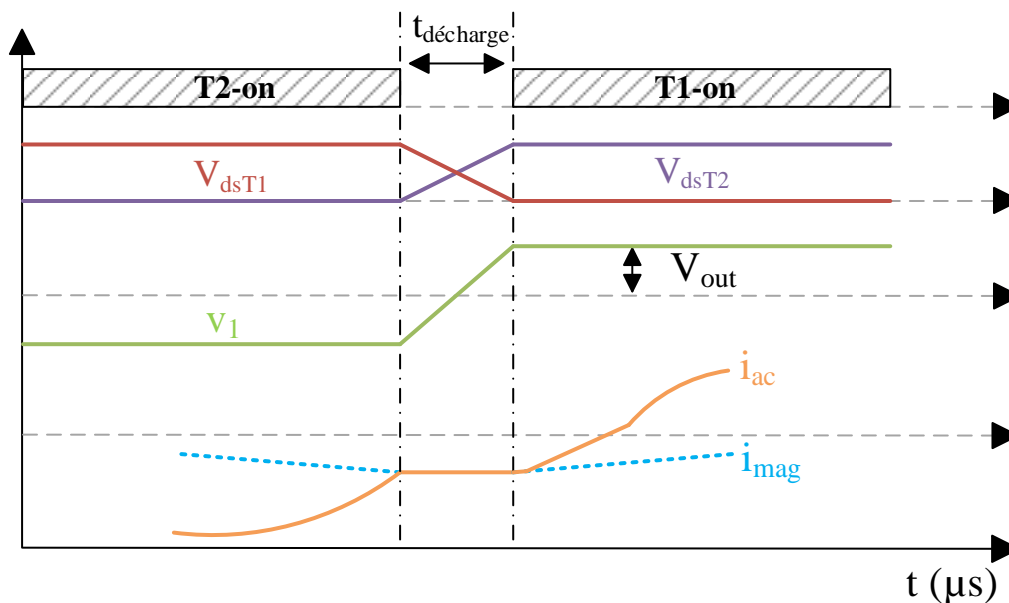


Figure IV.18 Commutation ZVS en fonctionnement DCM.

$$\frac{1}{2} \cdot L_f \cdot I_{mag}^2 > \frac{1}{2} \cdot C_{ds} \cdot V_{ds}^2; \quad (IV.8)$$

IV.5.2 Comportement en mode de fonctionnement CCM ($f_d < f_0$)

La Figure IV.19 présente une capture d'écran des formes d'ondes de l'oscilloscope relatives à l'onduleur. Cette essai est réalisé avec une tension d'entrée V_{in} égale à 400 V, un courant I_{ac} avec une valeur crête d'environ 26 A, une fréquence de découpage f_d égale à 15 kHz et une fréquence de résonance f_0 égale à 12.01 kHz ($C_r = 7.8 \mu F$). Nous pouvons observer, comme précédemment, qu'il n'est pas possible de décharger la capacité C_{ds_T2} et donc d'amener la tension V_{ds_T2} jusqu'à zéro lors du blocage de T_1 (t_1). Par rapport au cas DCM, l'oscillation entre la tension et le courant est davantage visible. Cette oscillation dépend ici de l'inductance totale de fuite du transformateur car les diodes du secondaire ne sont pas bloquées.

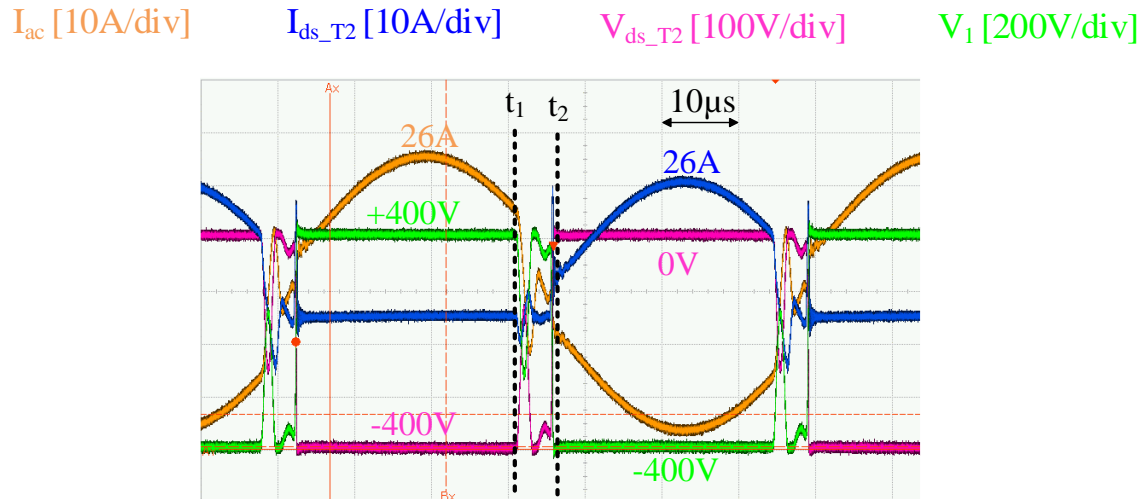


Figure IV.19 – Capture d'écran de l'oscilloscope en mode CCM.

Expérimentalement, nous avons constaté qu'en augmentant le courant de sortie (I_{out}), il est possible d'obtenir une commutation spontanée au zéro de tension sur une des deux diagonales de l'onduleur, l'autre fonctionnant toujours en commutation forcée. Pour comprendre les formes d'ondes observées, nous avons dû faire évoluer le modèle de notre convertisseur.

IV.5.3 Evolution du modèle électrique du convertisseur

Afin de mieux représenter les phénomènes capacitifs observés lors des essais (Figure IV.17 et Figure IV.19), nous avons amélioré le modèle électrique en ajoutant les capacités parasites amenées par les MOSFET (C_{ds}), les diodes (C_{jc}) du redresseur et par le transformateur (C_{tr}). Les valeurs des capacités des semi-conducteurs ont été ajustées à partir de l'observations des formes d'ondes de tension et de lors des essais expérimentaux. Elles sont considérées dans le modèle PLECS du convertisseur comme constantes. Nous avons fixé la capacité C_{ds} à 4 nF et la capacité C_{jc} à 5nF pour une tension d'entrée V_{in} égale à 1800 V.

En revanche, les capacités parasites du transformateur ont été déterminées en caractérisant le transformateur avec un analyseur d'impédance.

Le modèle électrique que nous avons obtenu est présenté à la Figure IV.20. La capacité C_{tr} représente la somme des capacités inter-spires des bobinages primaire et secondaire du transformateur. Les capacités entre primaire et secondaire sont négligées.

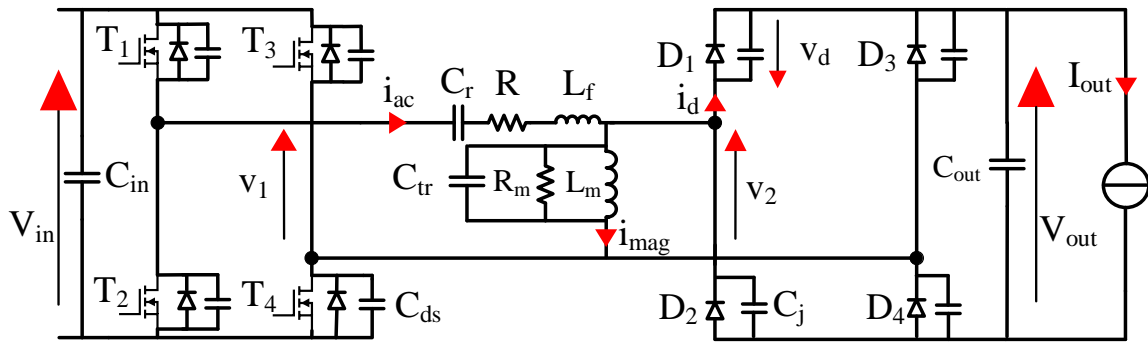


Figure IV.20 – Modèle électrique affiné avec l'ajout des capacités parasites.

- La caractérisation du transformateur en haute fréquence.

Nous avons constaté expérimentalement que les capacités parasites du transformateur ont une influence significative sur le fonctionnement du convertisseur lors des commutations. Nous avons donc cherché à affiner le modèle électrique du transformateur. La Figure IV.21 représente une modélisation par quadripôle d'un transformateur monophasé en haute fréquence [9]. Les fréquences de résonance et antirésonance caractéristiques du transformateur sont données les équations (IV.9), (IV.10), (IV.11) et (IV.12).

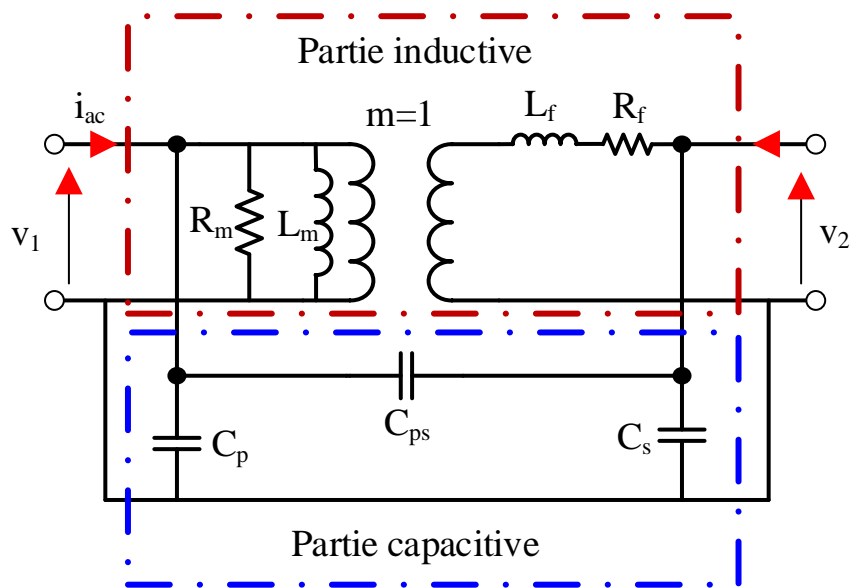


Figure IV.21 – Modèle quadripôle en haute fréquence du transformateur.

La partie inductive a déjà été estimée par le constructeur et prend en compte les résistances des bobinages, les inductances de fuite et l'impédance magnétisante. Les éléments de la partie capacitive vont être déterminés au laboratoire à l'aide d'un analyseur d'impédance.

En premier lieu, les relevés fréquentiels des impédances en circuit ouvert et en court-circuit ont montré que les valeurs des inductances L_m et L_f annoncées par le constructeur du transformateur étaient correctes.

$$f_1 = \frac{1}{2 \cdot \pi \cdot \sqrt{L_m \cdot (C_p + m^2 \cdot C_s + (m-1)^2 \cdot C_{ps})}} ; \quad (IV.7)$$

$$f_2 = \frac{1}{2 \cdot \pi \cdot \sqrt{L_f \cdot (C_s + C_{ps})}} ; \quad (IV.8)$$

$$f_3 = \frac{1}{2 \cdot \pi \cdot \sqrt{L_f \cdot (C_p + C_{ps})/m^2}} ; \quad (IV.9)$$

$$f_4 = \frac{1}{2 \cdot \pi \cdot \sqrt{L_f \cdot \frac{C_p \cdot C_s + C_p \cdot C_{ps} + C_s \cdot C_{ps}}{C_p + m^2 \cdot C_s + (m-1)^2 \cdot C_{ps}}}} ; \quad (IV.10)$$

Les fréquences f_1 , f_2 et f_4 ont été mesurées en effectuant le tracé fréquentiel d'impédance à circuit ouvert tandis que la fréquence f_3 a été mesurée en court-circuit. A partir des équations (IV.10) à (IV.13), nous avons pu alors calculer les capacités C_s , C_p et C_{ps} :

- $C_p = C_s = 969,86 \text{ pF}$.
- $C_{ps} = 243,45 \text{ pF}$.

Dans le modèle de simulation de la Figure IV.20, nous n'avons considéré que la capacité équivalente : $C_{tr} = C_p + C_s$ et nous avons donc négligé devant cette valeur la capacité primaire secondaire (8 fois plus petite).

IV.5.4 Analyse des commutations de l'onduleur en mode CCM

Grâce à l'amélioration du modèle, nous sommes maintenant capables de reproduire en simulation le fonctionnement en mode CCM. La Figure IV.22 et la Figure IV.23 présentent respectivement le modèle du convertisseur considéré et les résultats des simulations pour différentes valeurs du courant de sortie. Ces simulations sont effectuées dans les conditions suivantes :

- $V_{in} = 1800V$.
- Fréquence de découpage $f_d = 15 \text{ kHz}$.
- Fréquence de résonance = 12 kHz ($C_r = 7,8 \text{ }\mu\text{F}$).
- Temps mort = $5 \text{ }\mu\text{s}$ (*utile seulement si l'amorçage spontané au zéro de tension n'est pas possible*)
- Temps de retard de la détection du zéro de tension = 80 ns .

Selon le niveau de courant de sortie, nous avons identifié trois cas :

- a. Aucune diagonale ne commute en mode ZVS.
- b. Commutation en mode ZVS sur une seule diagonale.
- c. Commutation en mode ZVS des deux diagonales.

Dans le cas (a) aucune commutation spontanée n'est possible. Le niveau du courant au primaire du transformateur ne permet pas de décharger ou de charger les capacités C_{ds_x} , les amorçages des transistors sont alors forcés avec un temps mort (t_m) de 5 μs .

Le cas (b) se produit lorsque le courant I_{out} atteint environ 50 A. Sur l'alternance négative, le courant i_{ac} a alors une amplitude suffisante pour faire évoluer de manière satisfaisante les tensions aux bornes des MOSFET. Les circuits drivers détectent le passage par zéro des tensions aux bornes des transistors T1 et T4 et ceux-ci sont amorcés avec un retard de 80 ns. La tension V_1 présente alors un fort dv/dt , entraînant ainsi la circulation d'un courant capacitif élevé au primaire du transformateur. Par conséquent, à la commutation suivante, le courant I_{ac} a un niveau très faible qui ne permet plus l'amorçage spontané de T2 et T3. Ce fonctionnement représenté à la Figure IV.23 (b) (commutation spontanée d'une seule diagonale) s'établit de manière périodique.

Dans le cas (c), lorsque le courant de sortie atteint environ 180 A, la structure arrive à fonctionner en mode ZVS à chaque demi-période. En effet, il y a alors suffisamment d'énergie stockée dans les inductances du transformateur pour assurer l'évolution des tensions aux bornes de l'ensemble des condensateurs du circuit.

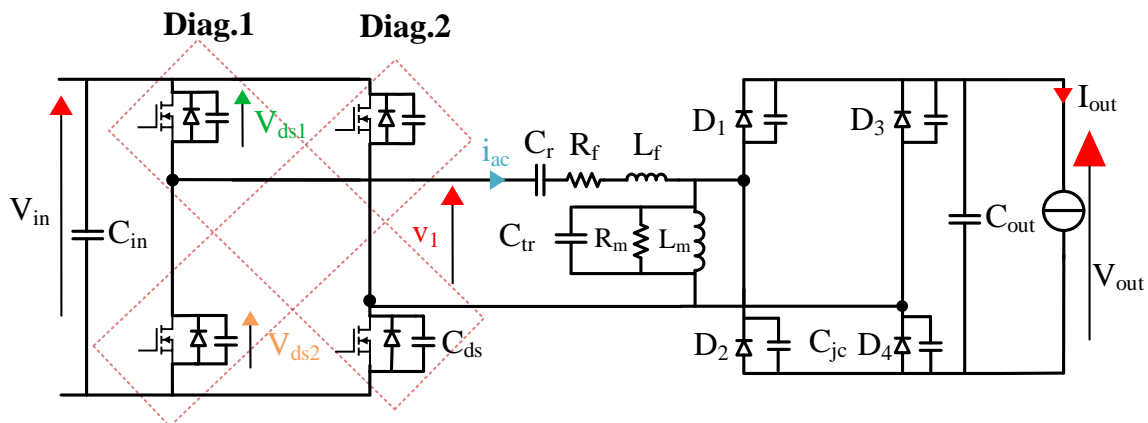


Figure IV.22 - Modèle électrique du convertisseur RSAB.

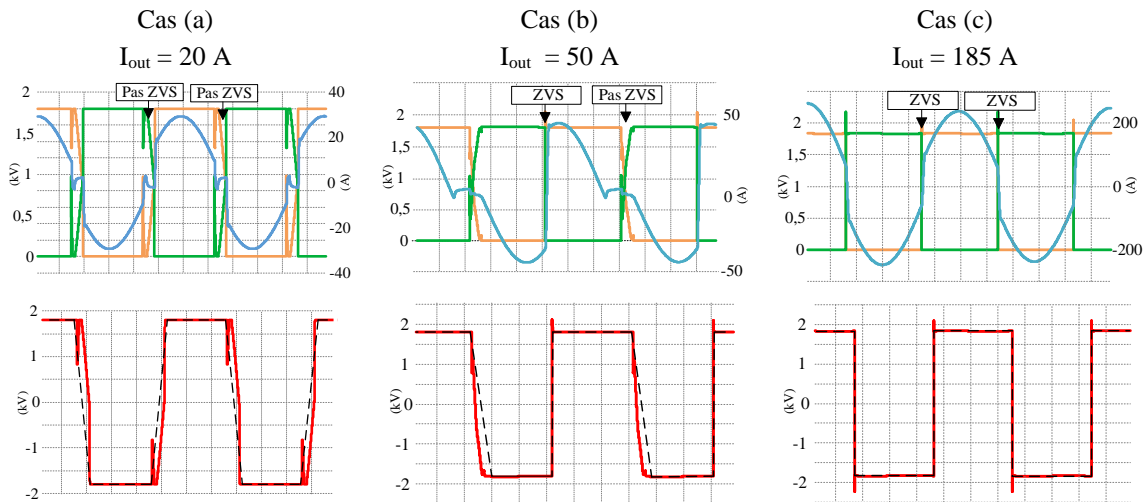


Figure IV.23 – Résultats des simulations.

Cas (a) : pas de commutation ZVS des deux diagonales.

Cas (b) : commutation en ZVS d'une seule diagonale.

Cas (c) : commutation en ZVS des deux diagonales.

IV.6 Limites des diodes Si du redresseur de sortie

Dans le paragraphe précédent, nous avons constaté qu'en mode CCM le fonctionnement du convertisseur présenté des formes d'ondes très éloignées des études théoriques. Les diodes du redresseur de sortie se bloquent alors avec des di/dt importants qui peuvent causer leur destruction.

De ce fait, nous avons choisi de commencer à tester le convertisseur en mode de fonctionnement DCM bien que les commutations sur l'onduleur soient forcées avec des temps morts de 5 μ s.

Nous avons testé le convertisseur dans les conditions suivantes :

- Tension de Bus = 1800V.
- Fréquence de découpage $f_d = 15$ kHz.
- Fréquence de résonance = 19,3 kHz [$L_f = 22,5$ μ H ; $C_r = 3$ μ H].
- Temps mort = 5 μ s.

La Figure IV.24 présente les premiers résultats de mesure des pertes obtenues par la méthode électrique et par la méthode calorimétrique. La Figure IV.25 présente l'estimation du rendement du convertisseur avec ces deux méthodes. Les résultats ont été tracés jusqu'à une valeur de courant de sortie I_{out} égale à 40 A. Nous n'avons pas pu dépasser de cette valeur de courant car au-delà nous avons eu un emballement thermique qui a conduit à la destruction d'une des diodes du redresseur. Ainsi, nous allons tenter d'expliquer les phénomènes qui nous ont empêchés d'aller plus haut en courant et nous chercherons à comprendre les écarts entre les mesures de pertes données par les deux méthodes.

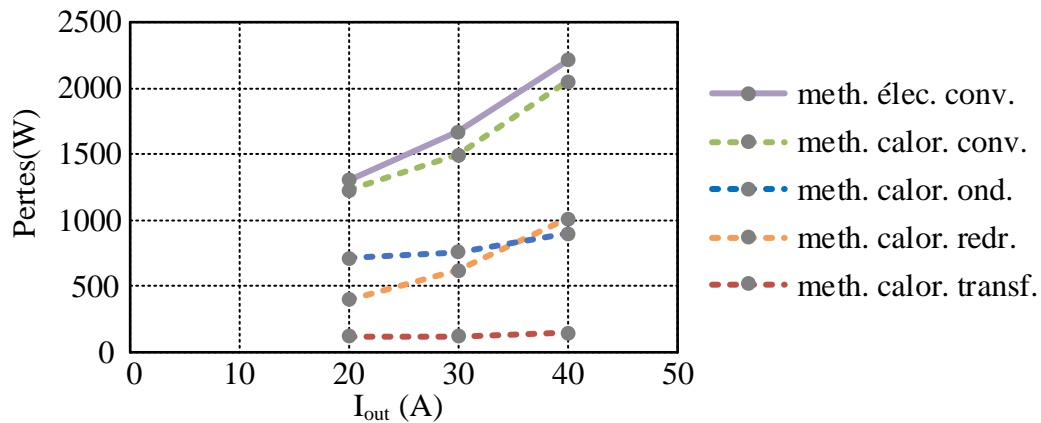


Figure IV.24 – Pertes mesurées avec la méthode électrique et thermique du convertisseur RSAB en mode DCM.

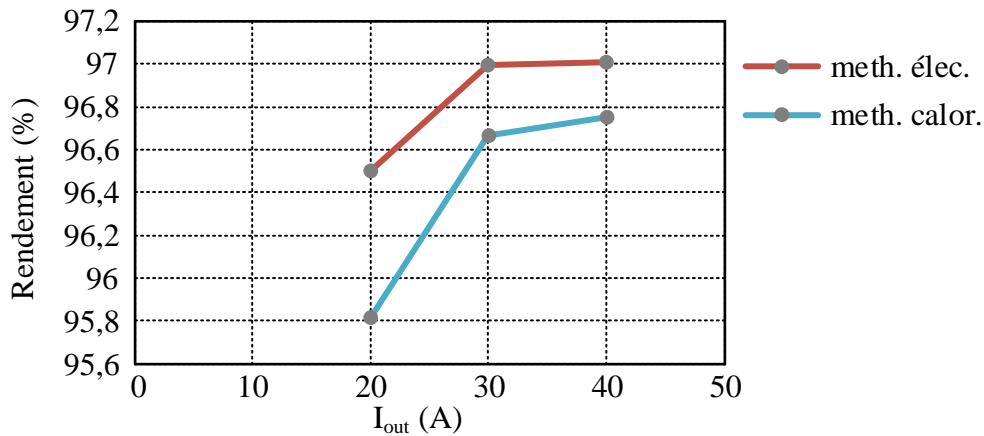


Figure IV.25 – Rendement du convertisseur DC/DC estimé avec les méthodes électrique et calorimétrique.

IV.6.1 Courant de recouvrement dans la diode Infineon 3,3 kV / 200 A

La Figure IV.26 présente les formes d'ondes du courant au secondaire du transformateur (I_{ac2}), de la tension V_d et du courant I_d dans la diode D_1 lorsque le courant de sortie I_{out} est égal à 40 A. Nous constatons la présence de deux phases de recouvrement successives lors du blocage de la diode. Celles-ci engendrent des pertes en commutation importantes. En effet, à l'instant t_1 , du fait que la tension appliquée aux bornes de la diode est faible (quelques volts), la charge stockée dans la jonction bipolaire n'est pas complètement évacuée. Par conséquent, lorsque la tension sur l'onduleur change de signe, la charge restante est entièrement évacuée à l'instant t_2 , ce qui génère des pertes par recouvrement supplémentaires.

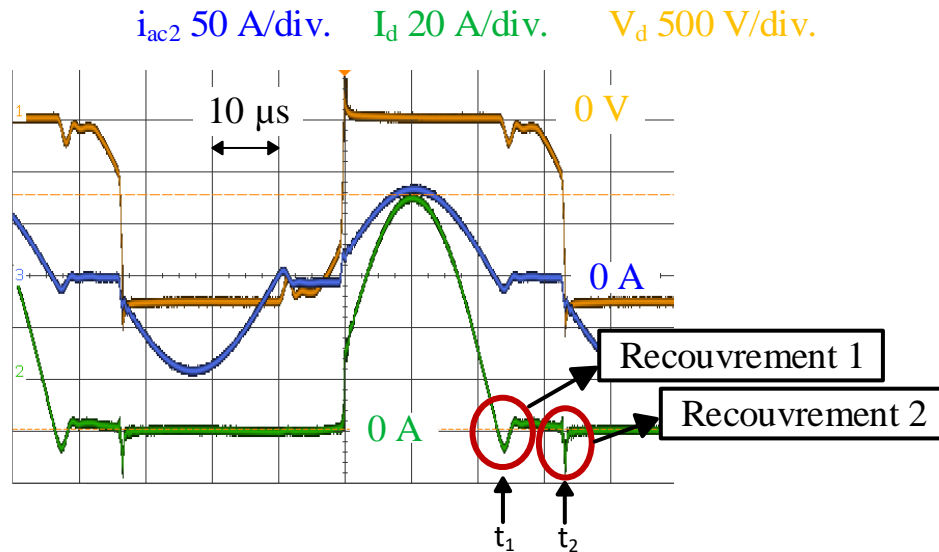


Figure IV.26 – Capture d'écran de l'oscilloscope présentant les formes d'ondes de tension et courant sur une diode Infineon.

La destruction de la diode ayant été observée à une température de semelle assez basse, nous avons ouvert le boîtier. Chaque diode est en fait constituée de deux puces connectées en parallèle. Sur une seule de ces puces, nous avons pu observer une destruction liée à une concentration anormale de courant au centre (point chaud). Cela peut s'expliquer, par le fait que pour des faibles niveaux de courant de sortie, les diodes se retrouvent à fonctionner le plus souvent dans une partie où leur caractéristique statique présente un coefficient de température négatif. Les puces s'échauffant avec les pertes en recouvrement et non par les pertes en conduction, et il n'y a donc pas d'équilibrage naturel du courant entre les puces. Le courant peut être ainsi concentré sur une seule puce jusqu'à la destruction par emballement thermique.

IV.7 Mise en œuvre du convertisseur avec des diodes ABB

Afin de repousser la limite de fonctionnement du redresseur de sortie et ainsi espérer atteindre le courant de sortie nominal sans risquer de détruire des diodes, nous nous sommes procurés des modules de calibre 3,3 kV/500 A, rapidement disponible de chez ABB semi-conducteurs. Conformément à la Figure IV.27, deux modules diodes ont été connectés en parallèle par cellule de commutation du redresseur.

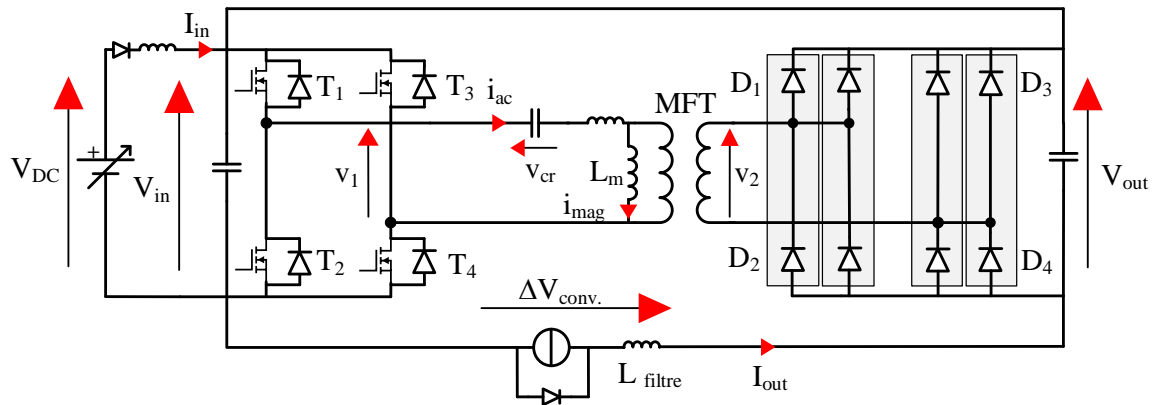


Figure IV.27 – Circuit avec deux modules diodes ABB 3,3 kV/500 A en parallèle par cellule de commutation du redresseur.

IV.7.1 Recouvrement dans la diode ABB 3,3 kV/500 A

La Figure IV.28 présente une capture d'écran de l'oscilloscope pour un courant de sortie I_{out} égal à 40 A. Cette figure montre le forme d'onde de courant au secondaire du transformateur (I_{ac2}), la tension V_d et le courant I_d dans une des deux diodes D_1 en parallèle. Nous notons que cette diode a un meilleur comportement au blocage que la diode Infineon. En effet, elle est capable d'évacuer complètement sa charge stockée à l'instant t_1 . Il n'y a pas de deuxième phase de recouvrement lors du changement de signe de la tension onduleur. Les pertes par recouvrement sont ainsi bien diminuées.

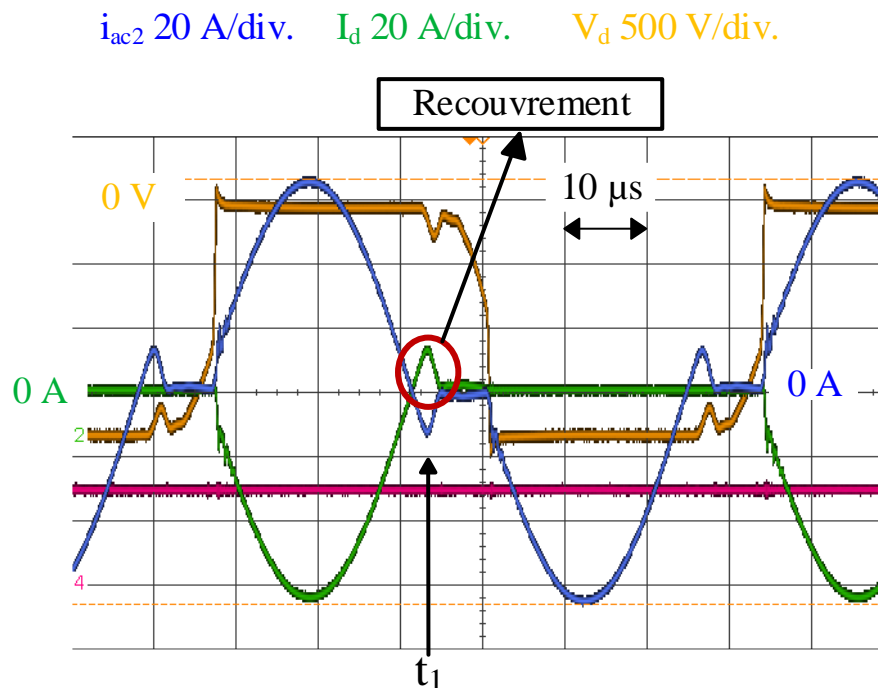


Figure IV.28 – Capture d'écran de l'oscilloscope présentant les formes d'ondes de tension et courant sur une des diodes ABB. ($V_{in} = 1800\text{ A}$; $I_{out} = 30\text{ A}$).

IV.7.2 Mesure des pertes du convertisseur DC/DC

La Figure IV.29 présente les pertes du redresseur, de l'onduleur et du transformateur mesurées avec la méthode calorimétrique en fonction du courant I_{out} et de la puissance P_{out} en sortie du convertisseur. Nous constatons que les pertes dans l'onduleur restent à peu près constantes. Cela s'explique par le fonctionnement en mode DCM où les MOSFET-SiC commutent toujours sur le courant magnétisant du transformateur. Les pertes dans le transformateur augmentent avec le courant de sortie I_{out} et sont un peu au-dessus de celles annoncées par le constructeur. Cela s'explique par un contenu harmonique du courant I_{ac} plus riche à cause de la conduction discontinue. Par contre, les pertes dans le redresseur augmentent de façon exponentielle avec le courant de sortie I_{out} . Même si les nouvelles diodes ABB ont des pertes par recouvrement réduites par rapport à celle de chez Infineon, elles n'en restent pas moins très importantes à courant élevé.

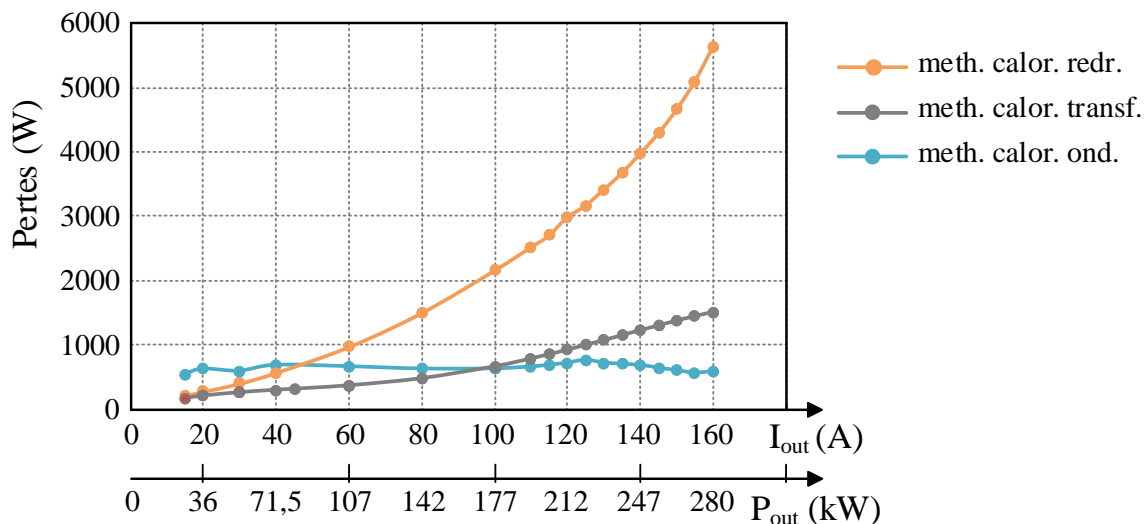


Figure IV.29 – Pertes mesurées avec la méthode calorimétrique pour le redresseur, l'onduleur et le transformateur.

La Figure IV.30 présente les pertes totales estimées avec les méthodes calorimétrique et électrique en fonction du courant de sortie I_{out} et de la puissance de sortie P_{out} . La Figure IV.30 présente le rendement calculé à partir de ces mesures de pertes. L'écart entre les deux mesures est faible, il est imputable au fait que la méthode calorimétrique ne prend pas en compte les pertes dans les différentes connexions de la structure (bus-barre DC, barres de cuivre du lien en AC, ...). De plus, il est difficile d'isoler parfaitement les plaques froides et il est possible qu'il y ait une partie des pertes soit évacuée par convection surtout lorsque la puissance. Les pertes dans le redresseur sont en grande majorité imputables au courant de recouvrement des diodes et celles-ci pénalisent le rendement du convertisseur surtout au-delà de 80 A de courant de sortie. Enfin, nous n'avons pu monter que jusqu'à une valeur de courant de sortie de 160 A car nous nous rapprochions dangereusement de la limite thermique sur le redresseur.

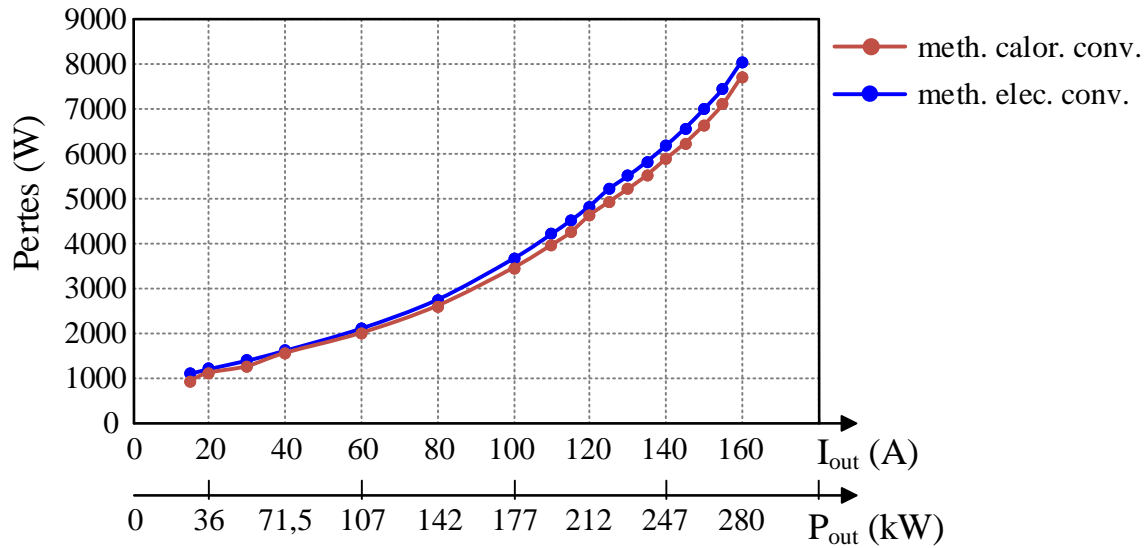


Figure IV.30 – Pertes totales du convertisseur DC/DC mesuré avec les méthodes électrique et calorimétrique.

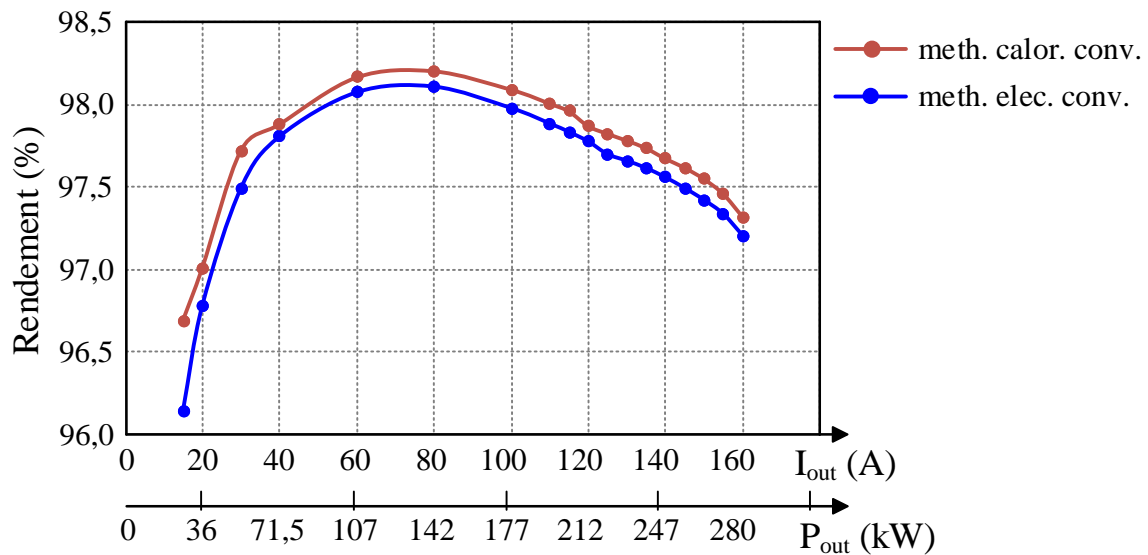


Figure VI.31 – Rendement du convertisseur DC/DC déterminé avec les méthodes électrique et calorimétrique.

IV.8 Mise en œuvre du convertisseur DC/DC avec des diodes SiC sur le redresseur de sortie

Bien que dans le mode DCM, le blocage des diodes du redresseur se fasse à faible di/dt et faible niveau de tension, avec une fréquence de commutation de 15 kHz, les pertes par recouvrement sont très importantes. Même si nous avons pu atteindre un courant de sortie du convertisseur de 160 A, nous constatons que le rendement du convertisseur est dégradé au-delà de 80 A.

Afin d'éviter ces pertes par recouvrement, nous avons décidé d'utiliser sur le redresseur de sortie des diodes Schottky en Carbure de Silicium (SiC). Malheureusement, comme il n'existe pas encore dans le commerce de module Diode-SiC 3,3 kV. Nous avons décidé d'utiliser les mêmes modules MOSFET-SiC 3,3 kV/750 A que ceux utilisés pour réaliser l'onduleur de tension. En effet, ces modules de puissance intègrent des diodes Schottky en antiparallèle des MOSFET. Ainsi, en bloquant en permanence les MOSFET en leur appliquant une tension de grille négative de -5V nous avons l'équivalent d'un module Diode-SiC (avec toutefois les capacités des MOSFET en plus). La Figure IV.32 présente le circuit du convertisseur avec les mêmes modules SiC montés au primaire et au secondaire du transformateur.

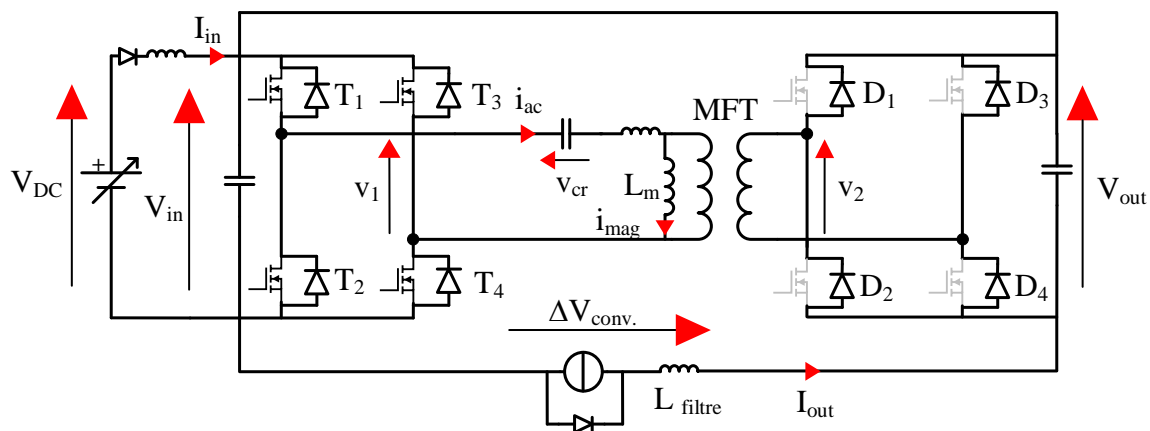


Figure IV.32 - Circuit avec l'utilisation de la diode SiC du module MOSFET-SiC 3,3 kV/750 A.

La Figure IV.33 permet de comparer les pertes mesurées avec la méthode calorimétrique pour le redresseur et l'onduleur avec les diodes Si et les diodes SiC et cela en fonction du courant de sortie I_{out} . Les pertes « restantes » (transformateur, connectiques, etc...) ont été tracées par différence entre les pertes totales du convertisseur mesurées par la méthode électrique et les pertes mesurées par la méthode calorimétrique.

Il est important de noter que le transformateur a une constante de temps thermique d'une heure environ. En effet, en partant de la température d'entrée d'eau initiale, il faut attendre 3h pour que la température de sortie d'eau se stabilise. Ainsi, afin d'éviter de perdre trop de temps, nous n'avons pas attendu à chaque point de fonctionnement le temps nécessaire à la stabilisation thermique du transformateur. Pour cette raison, nous n'avons pas relevé et tracé dans la Figure IV.33 la mesure des pertes du transformateur par la méthode calorimétrique.

Nous constatons que les pertes dans le redresseur lors de l'utilisation des Diodes-SiC sont très réduites par rapport au cas avec les diodes-Si. Cela s'explique par le fait que les diodes Schottky SiC sont des composants unipolaires qui ne présentent donc pas de recouvrement au blocage. L'augmentation des pertes totales du redresseur en fonction du courant I_{out} est seulement due aux pertes par conduction des diodes.

Nous constatons que les pertes totales de l'onduleur augmentent légèrement par rapport au cas avec les diodes-Si. Cela s'explique par le fait que les modules MOSFET-SiC introduisent des capacités parasites supérieure à celle des diodes Si au secondaire du transformateur (côte redresseur). La capacité introduite par les modules du redresseur ralentit pendant le temps mort l'évolution de la tension aux bornes des transistors. Par conséquent, ceux-ci s'amorcent sur des niveaux de tension plus élevés et cela engendre un peu plus de pertes par commutation dans l'onduleur.

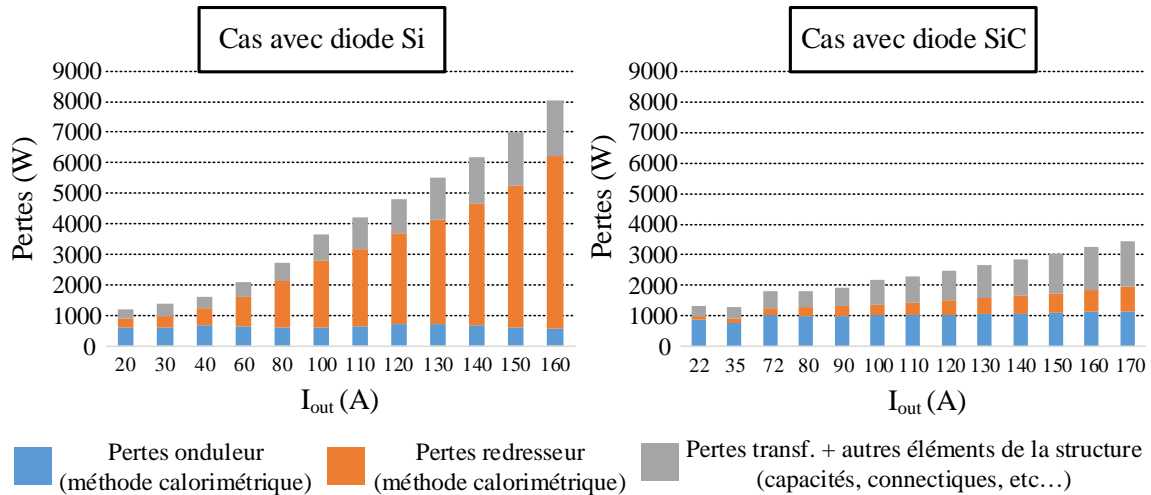


Figure IV.33 – Comparaison des différentes pertes de la structure pour le cas avec les diodes Si et le cas avec les diodes SiC.

La Figure IV.34 présente, pour les cas avec les diodes Si et les diodes SiC, les pertes totales du convertisseur mesurées par la méthode électrique en fonction du courant de sortie I_{out} et de la puissance de sortie P_{out} . Pour le point de fonctionnement avec un courant de sortie de 160 A, nous notons une réduction des pertes totales du convertisseur d'environ 60 %.

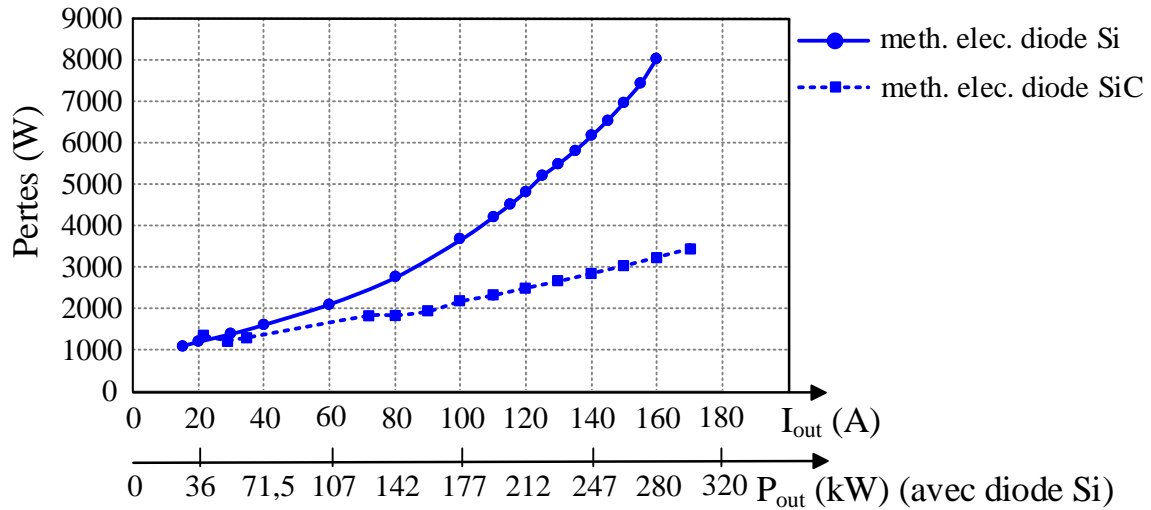


Figure IV.34 – Comparaison des pertes totales du convertisseur RSAB estimées avec la méthode électrique pour le cas avec les diodes Si et le cas les diodes SiC.

La Figure IV.35 présente la comparaison des rendements du convertisseur calculés à partir des mesures de pertes précédente. Dans le cas de l'utilisation des diodes SiC, nous obtenons un rendement supérieur à 98,5 % et celui-ci reste quasiment constant pour un courant de sortie allant de 90 A à 170 A.

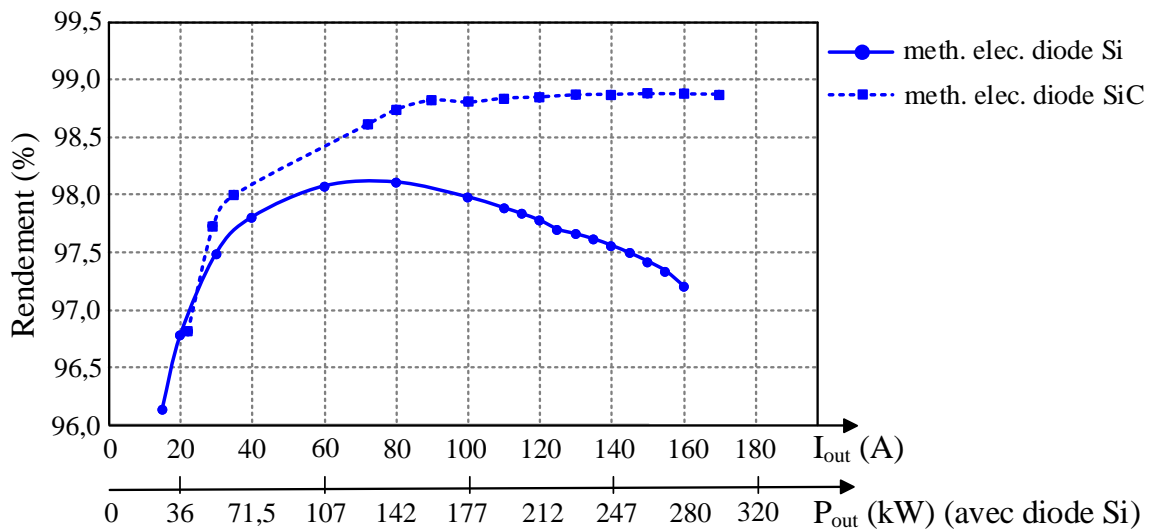


Figure IV.35 – Comparaison des rendements du convertisseur DC/DC calculé avec la méthode électrique pour le cas avec les diodes Si et le cas avec les diodes SiC.

IV.9 Conclusion

Dans la première partie de ce chapitre nous avons décrit le principe de fonctionnement du circuit de commande de grille conçu pour la commutation spontanée au zéro de tension (ZVS). Un banc d'essai a été mise en place afin de mettre au point la carte de commande et caractériser les MOSFET-SiC en mode thyristor-dual (blocage commandé et amorçage spontané au zéro de tension). Grâce à ce banc, nous avons pu déterminer les énergies de commutation résultant de ce mode fonctionnement.

Dans la deuxième partie de ce chapitre un banc d'essai a été mis en œuvre afin de valider et d'analyser expérimentalement le fonctionnement du convertisseur DC/DC à résonance. L'évaluation du rendement de ce convertisseur a été effectuée en utilisant une méthode d'opposition et des mesures électriques et thermiques des pertes.

Lors des essais, nous avons constaté que les capacités « parasites » introduites par les semi-conducteurs et le transformateur s'opposent à un amorçage spontané au zéro de tension des transistors de l'onduleur. En fait, au moment du blocage des transistors, il n'y a pas assez d'énergie inductive stockée dans le transformateur pour inverser le signe de la tension de sortie de l'onduleur. Ainsi la commutation naturelle en thyristor-dual des MOSFET-SiC est impossible en mode DCM et dans le mode CCM, cela n'est possible que pour des valeurs de courants de sortie proches du courant nominal. Par ailleurs, en mode DCM, ces mêmes capacités rendent le convertisseur légèrement élévateur de tension pour de faibles valeurs de courant de sortie I_{out} . Pour s'affranchir de tous ces problèmes, il faudrait diminuer la valeur de l'inductance magnétisante du transformateur (au moins dans un rapport 5). Ce qui rajoute une contrainte supplémentaire dans la conception du transformateur qui doit alors comporter un entrefer au niveau du circuit magnétique.

L'amorçage spontané au zéro de tension des transistors de l'onduleur n'étant pas possible, nous avons dû faire les tests avec des commutations forcées avec temps mort. Afin de minimiser les pertes en commutation sur l'onduleur, nous avons choisi un fonctionnement en conduction discontinue (mode DCM) qui garantit toujours des commutations à faible niveau de courant.

Dans un premier temps, nous avons testé le convertisseur en équipant le redresseur de diodes Si de chez Infineon. Nous avons alors constaté que l'énergie par recouvrement de ces diodes était bien trop importante et était susceptible de les détruire par emballement thermique au-delà d'un courant de sortie de 40 A. Nous avons ensuite utilisé des diodes de chez ABB avec un plus fort calibre en courant et une énergie de recouvrement plus faible. Ainsi, avant d'atteindre la limite thermique des modules diodes, nous avons pu arriver à un courant de sortie de 160 A ($P_{out} = 280$ kW) et avec un rendement de 0,972.

Ensuite, nous avons remplacé les diodes Si du redresseur par des diodes Schottky SiC en utilisant les diodes en antiparallèle des MOSFET-SiC des modules Mitsubishi. Nous avons pu monter jusqu'à 170 A ($P_{out} = 303$ kW) avec un rendement de 0,987 avant

CHAPITRE IV

d'atteindre la limite thermique du transformateur. L'augmentation très significative du rendement étant due à l'absence quasi totale de pertes par recouvrement sur les diodes SiC.

Référence bibliographique – CHAPITRE IV

- [1] « (Roll2Rail). Disponible: <http://www.roll2rail.eu/> (Deliverables: D 1.2 New generation power semiconductor - R2R-T1.1-D-BTS-030-07, pp.1-53 ». 2016.
- [2] J. Fabre, J.-M. Blaquière, A. Verdicchio, P. Ladoux, et S. Sanchez, « Characterization in ZVS mode of SiC MOSFET modules for MVDC applications », in *2011 International Conference on Clean Electrical Power (ICCEP)*, Otranto, 2019.
- [3] J. Brandelero *et al.*, « Evaluation des pertes par commutation pour la conception des convertisseurs et applications des composants grand gap », *Symp. Génie Electrique SGE2014*, p. 4, juill. 2014.
- [4] F. Forest *et al.*, « Use of opposition method in the test of high-power electronic converters », *IEEE Trans. Ind. Electron.*, vol. 53, n° 2, p. 530-541, avr. 2006.
- [5] J. Fabre, P. Ladoux, et M. Piton, « Characterization and Implementation of Dual-SiC MOSFET Modules for Future Use in Traction Converters », *IEEE Trans. Power Electron.*, vol. 30, n° 8, p. 4079-4090, août 2015.
- [6] « Capteurs industriels à resistance thermométrique d eplatine ». Norme IEC 751 Première édition 1983.
- [7] N. Koch, « Control of a Five-Level NPC grid-tied inverter using a BoomBox control platform », p. 4.
- [8] « Solutions for cutting-edge power electronics », *imperix*. [En ligne]. Disponible sur: <https://imperix.ch/>. [Consulté le: 22-juill-2019].
- [9] C. Liu, L. Qi, X. Cui, et X. Wei, « Experimental Extraction of Parasitic Capacitances for High-Frequency Transformers », *IEEE Trans. Power Electron.*, vol. 32, n° 6, p. 4157-4167, juin 2017.

CONCLUSION

Dans le contexte actuel de développement durable et de réduction des gaz à effet de serre, l'étude d'un nouveau système d'électrification ferroviaire MVDC que nous avons conduite dans le cadre de ces travaux de thèse est particulièrement pertinente. Au-delà de la perspective d'évolution durable des lignes ferroviaires électrifiées en courant continu vers un niveau de tension susceptible de devenir un nouveau standard, les réseaux ferroviaires Européens peuvent trouver des synergies avec les projets de développement de réseaux de distribution d'énergie électrique MVDC destinés à l'intégration massive de sources renouvelables dans la production d'électricité.

Afin de contextualiser les problématiques abordées dans ce manuscrit, un état de l'art concernant les systèmes d'électrification ferroviaire européens a été présenté dans la première partie du chapitre I. Un bilan comparatif entre les différentes électrifications a mis en évidence que les systèmes en courant continu s'avèrent être plus simples à mettre en œuvre comparés aux systèmes en courant alternatif. Toutefois leur faible niveau de tension limite la puissance du matériel roulant et s'oppose donc à tout accroissement de trafic. La deuxième partie du chapitre I a été consacrée à l'état de l'art de la chaîne de traction embarquée à bord de l'engin et à son évolution future. Il a été mis en évidence que les récents développements en termes de semi-conducteurs et de composants magnétiques permettent d'envisager une nouvelle chaîne de traction utilisant un transformateur électronique en lieu et place du lourd et volumineux transformateur de traction.

Le deuxième chapitre nous a permis de montrer l'intérêt d'une électrification ferroviaire en courant continu moyenne tension. Pour un niveau de tension donné, nous avons identifié la section de la caténaire et l'espacement entre les sous-stations comme étant les paramètres essentiels permettant à un système ferroviaire de soutenir une certaine grille de trafic. Un algorithme de calcul a été mis en place en prenant en compte la contrainte thermique de la caténaire, la limite de tension basse au pantographe et la tension maximale admissible entre le rail et le sol. Nous avons ainsi constaté qu'à partir d'une tension nominale de 7,5 kV, il était possible d'électrifier une ligne ferroviaire avec des distances entre sous-stations et une section de caténaire comparables au système 25 kV/50 Hz. Afin de valider les résultats de nos calculs, nous avons considéré comme cas d'étude la ligne à grande vitesse Paris-Strasbourg avec sa véritable grille de trafic et nous avons montré qu'elle pouvait être électrifiée en 9 kV DC en gardant la même section de caténaire que l'électrification 2x25 kV AC actuelle. La comparaison des deux systèmes d'électrification a mis en évidence que l'utilisation du courant continu permet une meilleure répartition de la puissance entre les sous-stations, ce qui conduit d'une part, à une meilleure utilisation du

cuivre de la caténaire et donc un meilleur rendement du circuit de traction, et d'autre part à une réduction de la puissance totale des sous-stations installées.

A l'échelle européenne le déploiement de ce nouveau système d'électrification ne peut s'envisager que dans la perspective de la rénovation des lignes déjà électrifiées en courant continu (1,5 kV ou 3 kV). Ainsi, dans la première partie du troisième chapitre une stratégie permettant la migration de l'électrification 1,5 kV vers du 9 kV, a été proposée. En attendant l'adaptation des matériels roulants à ce nouveau niveau de tension, une étape intermédiaire permet de préparer la migration de l'infrastructure en déployant un système à 9 kV en parallèle de l'électrification 1,5 kV. Ainsi, la caténaire 1,5 kV peut être alimentée par des convertisseurs 9 kV/1,5 kV qui peuvent remplacer certaines sous-stations ou « booster » la tension en certains points critiques. Une fois le parc d'engin équipé avec une chaîne de traction apte à fonctionner sous caténaire 9 kV, la ligne peut être complètement basculée à cette tension avec à la clé une rénovation beaucoup moins coûteuse en termes de cuivre et de support caténaire. Nous avons appliqué cette stratégie en considérant une partie de la ligne Bordeaux-Hendaye avec sa véritable grille de trafic. Les résultats des simulations ont permis de conclure que l'étape intermédiaire n'apportait pas d'avantage en terme de rendement du circuit de traction, mais permettait la suppression de certaines sous-stations intermédiaires. En revanche, l'électrification en 9 kV permet une réduction de la section de la caténaire d'environ 70 %, du nombre de sous-stations d'environ 60 % et conduit à une amélioration du rendement du circuit de traction d'environ 6 %. De plus, l'étude économique de l'annexe C a montré que la nouvelle électrification devrait permettre une baisse des coûts de 70 M€ sur 100 km de ligne sur un horizon de 50 ans.

La deuxième partie du troisième chapitre est consacrée à la structure de conversion 9 kV/1,5 kV qui sera installée au bord de la voie afin de réaliser l'étape intermédiaire d'électrification. Nous avons donc proposé une structure de conversion isolée galvaniquement et composée par n blocs élémentaires. Le bloc élémentaire est un convertisseur DC-DC à résonance incluant un transformateur fonctionnant en moyenne fréquence. Il a été dimensionné en nous basant sur des modules MOSFET SiC 3,3 kV/750 A et un transformateur de 400 kVA pouvant fonctionner à une fréquence comprise entre 15 kHz et 20 kHz. Des simulations, incluant les modèles de perte des différents composants du convertisseur, ont alors montré qu'il était possible d'atteindre un rendement supérieur à 98% pour une puissance de sortie comprise entre 100 kW et 360 kW.

Le quatrième chapitre concerne la réalisation et les essais de la brique élémentaire de conversion DC/DC. Ces essais nous ont permis de valider son fonctionnement jusqu'à la puissance nominale. Toutefois, l'obtention du résultat final n'a pas été immédiate. Sur le redresseur de sortie, nous avons dû mettre en œuvre différents modules de diodes et, compte tenu de la fréquence de fonctionnement, nous avons vu qu'il était préférable d'utiliser des diodes Schottky SiC. D'autre part, sur l'onduleur de tension, nous avons constaté que la

commutation douce en mode thyristor-dual était impossible à cause des capacités parasites de l'ensemble des composants du convertisseur. Afin de minimiser les pertes en commutation, nous avons alors choisi un fonctionnement du circuit résonant en conduction discontinue. Au final, nous avons obtenu pour une puissance en sortie de 300 kW un rendement de 98,7%. Ce qui est tout de même remarquable pour un convertisseur isolé fonctionnant sous 1800 V à une fréquence de 15 kHz.

PERSPECTIVES

Comme nous l'avons évoqué au début de la conclusion, les travaux présentés dans ce manuscrit démontrent l'intérêt d'une électrification ferroviaire en MVDC. Celle-ci peut devenir un standard Européen et permet grâce à son niveau de tension d'envisager l'utilisation de la caténaire comme un réseau d'interconnexion de sources d'énergies renouvelables. Une image de ce que pourrait être ce réseau dans le futur est présentée à la figure ci-dessous.

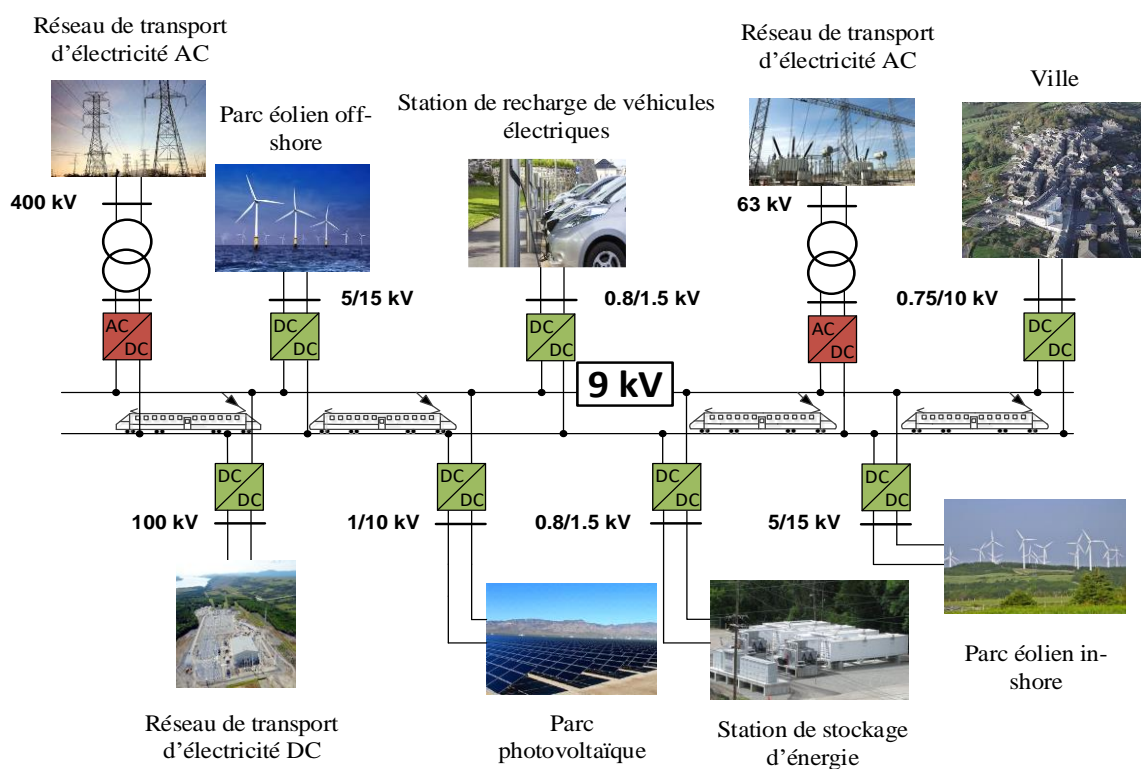


Figure Cls.1 – Système ferroviaire du futur électrifié en MVDC.

Avant d'en arriver à ce stade, il est bien entendu nécessaire d'approfondir de nombreux points. Nous nous limiterons à lister ci-dessous des travaux qui pourraient être fait à court terme, à la suite de ce travail de thèse :

- Une étude plus détaillée concernant la faisabilité de l'électrification ferroviaire en MVDC devra être poursuivie. En plus de ce qu'a été fait dans le deuxième chapitre, des modèles plus complets représentant les trains et les sous-station 9 kV DC devront être utilisés afin d'analyser les éventuelles interactions harmoniques entre l'infrastructure et le matériel roulant.

- L'interruption des courants de court-circuit en courant continu est un point critique. Par conséquent, il faudra donc une étude permettant de spécifier les dispositifs de coupure adaptés. La réalisation de disjoncteurs mécaniques en MVDC semble s'avérer difficile, voire impossible. Cependant, les progrès technologiques permettent d'envisager la réalisation de disjoncteurs électroniques compacts capables de limiter le courant lors d'un court-circuit. Il existe déjà chez des industriels des prototypes fonctionnels et compatibles avec les niveaux de tension et de courant que nous envisageons d'utiliser. Il sera donc intéressant de tester à court terme ce type de matériel.
- Le développement d'une nouvelle électrification ferroviaire a toujours été lié à la faisabilité technico-économique de la chaîne de traction. Aujourd'hui, avec la disponibilité de composants SiC en 3,3 kV et 6,5 kV, il est possible d'envisager à très court terme la réalisation d'un transformateur électronique embarqué permettant au matériel roulant de fonctionner sous caténaire 9 kV DC. Toutefois, la fiabilité et la robustesse d'un transformateur électronique restent encore à démontrer. Il existe aujourd'hui un marché pour le transformateur électronique sur le matériel pour les réseaux 15 kV/16,7 Hz, mais les constructeurs sont encore hésitants. Le développement de lignes électrifiées en 9 kV DC peut alors offrir la perspective d'un nouveau marché.
- En ce qui concerne la stratégie d'évolution des lignes électrifiées en 1,5 kV vers du 9 kV, il faudra réaliser une étude économique complète qui intégrera les coûts des sous-stations à transformateur électronique et des appareillages de coupure.
- En ce qui concerne les essais expérimentaux, dans les mois à venir une deuxième brique élémentaire de convertisseur DC/DC sera mis en œuvre afin de tester sur une plateforme de la SNCF une conversion 3,6 kV/1,8 kV en association ISOP. Ces essais nous permettront de vérifier l'équilibrage des tensions et des courants entre les deux briques. Suite à cela, il faudra faire dupliquer par un industriel les prototypes réalisés au LAPLACE afin de tester la structure de conversion 9 kV/1,5 kV incluant 6 briques élémentaires.

Annexe A : Conventions considérées pour la mise en équations du modèle de la tension rail-sol

A partir de l'équation (A.1) nous allons détailler la mise à système des équations pour le calcul des coefficients A_n et B_n pour le cas considéré dans la Figure A.1.

$$I(x) = A \cdot e^{Mx} + B \cdot e^{-Mx}; \quad (A.1)$$

Les sous-stations et les trains sont considérés des points d'injection de courant. Le rail est séparé en N secteurs et chacun secteur est inclus entre deux points d'injection. La mise à système des équations des coefficients A_n et B_n ne dépende pas de la direction de ces courants injectés (sous-station ou train), en revanche, elle dépende de la positions (Pk_0, Pk_1, Pk_n) de ces courants. Ensuite nous allons choisir une direction arbitraire du courant circulant dans le rail $I_n(x)$.

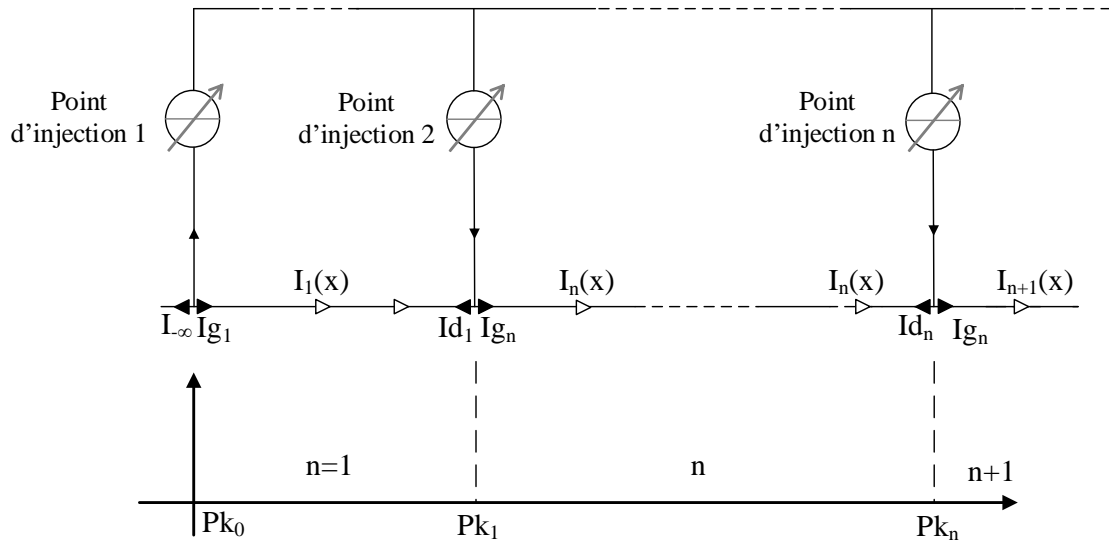


Figure A.1 – Exemple d'une ligne ferroviaire avec n points d'injection de courant dans le rail.

En imposant les conditions aux limites (Ig_1 et Id_1), nous allons écrire les équations A.2 et A.3 pour le secteur 1 :

$$x = Pk_0 \quad Ig_1 = A_1 \cdot e^{MPk_0} + B_1 \cdot e^{-MPk_0}; \quad (A.2)$$

$$x = Pk_1 \quad -Id_1 = A_1 \cdot e^{MPk_1} + B_1 \cdot e^{-MPk_1}; \quad (A.3)$$

Grace à des simples passages mathématiques nous pouvons écrire les expressions des coefficients A_1 et B_1 selon les A.3 et A.4.

$$A_1 = Ig_1 \cdot \left(\frac{\Delta_1 \cdot e^{-M \cdot Pk_0} + e^{M(Pk_1 + 3 \cdot Pk_0)}}{\Delta_1} \right) + \frac{Id_1}{\Delta_1} \cdot e^{-2MPk_0}; \quad (A.3)$$

$$B_1 = -\frac{Id_1}{\Delta_1} - \frac{Ig_1}{\Delta_1} e^{M \cdot (Pk_1 - Pk_0)}; \quad (A.4)$$

$$\Delta_1 = e^{-M \cdot Pk_1} - e^{M(-2 \cdot Pk_0 + Pk_1)}$$

Les mêmes équations peuvent être trouver pour le nième secteur du rail.

Annexe B : Boîte à moustaches de Tukey

La boîte à moustaches est une représentation schématique de la distribution d'une variable. Lorsqu'on la découvre pour la première fois l'interprétation des données peut être compliquée. Pour l'interpréter est nécessaire connaître les valeurs principales qui la constitue et de la manier dont elle est construite. La Figure B.1 montre un exemple de boîte à moustaches. Les quartiles (Q_n) sont les valeurs essentielles à la construction de la boîte. La valeur Q_2 représente la médiane de l'ensemble des observations, elle divise en deux groupes l'effectif n des valeurs. Nous pouvons les appeler respectivement le groupe du haut et du bas, où chacun contient le 50% des observations. Les valeurs Q_1 et Q_3 , à leur tour, séparent les deux groupes principaux en autres deux groupes représentant chacun le 25% des observations. Donc, Q_1 représente la médiane du groupe de bas et Q_3 représente la médiane du groupe du haut. En outre, l'écart interquartile peut être défini comme étant la différence entre Q_1 et Q_3 . Il est utilisé comme indicateur de dispersion du 50% des observations situées dans la partie centrale de la distribution. Par contre, les moustaches sont définies par les relations suivantes :

- Moustache inférieure : $Q_1 - 1,5 \cdot (Q_3 - Q_1)$;
- Moustache supérieure : $Q_3 + 1,5 \cdot (Q_3 - Q_1)$;

Les valeurs indiquées avec les étoiles rouges dans la Figure B.1 représentent les valeurs atypiques.

Généralement, 1,5 est la valeur utilisée pour le calcul des moustaches, car selon Tukey, elle représente une valeur pragmatique avec une raison probabiliste.

Si une variable suit une distribution normale, alors les moustaches devraient contenir le 99,3 % des observations. On ne devrait donc trouver que 0.7% d'observations atypiques (indiquées par des étoiles rouges dans la Figure B.1) à l'extérieur des moustaches. Si le coefficient vaut 1, la probabilité serait de 0.957, et elle vaudrait 0.999 si le coefficient est égal à 2.

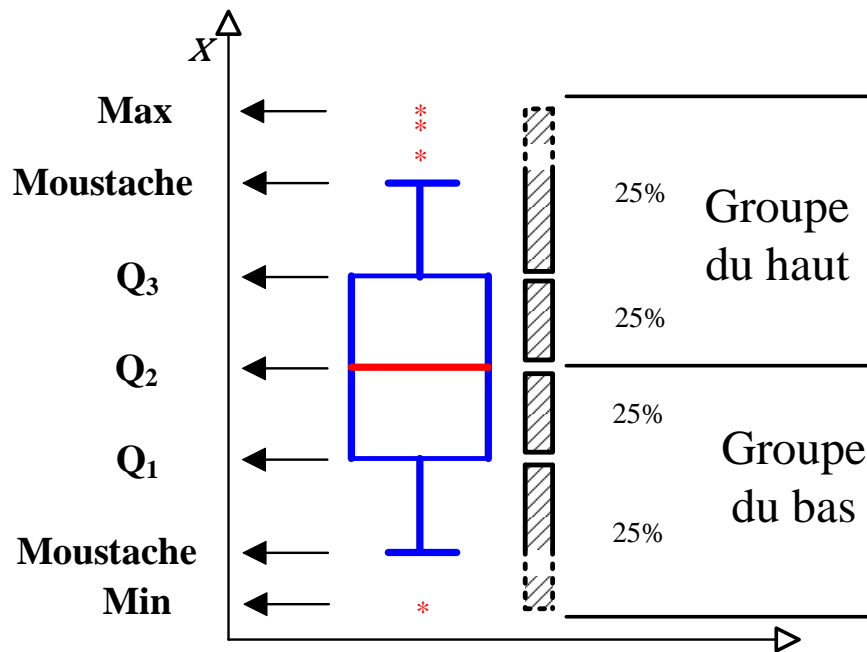


Figure B.1 –Boite à moustaches de Tukey.

- *Lecture d'une boite à moustache de Tukey.*

La Figure B.2 montre un exemple de distribution des tailles de deux groupes des personnes. Tout d'abord, nous pouvons observer la différence de symétrie des distributions des deux groupes. La distribution A est parfaitement symétrique. En effet, les différences interquartiles ($Q_3 - Q_2$, $Q_2 - Q_1$) sont égales et même les distances des moustaches par rapport aux quartiles (Q_3 et Q_1) sont égales, ce qui implique que la médiane corresponde à la moyenne des observations. En outre, nous observons que la distribution ne présente pas des observations atypiques, par conséquent, le minimum et le maximum sont inclus entre les moustaches. En revanche, la distribution B est très dissymétrique, le 50% de toutes les observations sont incluses entre 130 et 120 et la partie centrale (les valeurs incluses entre Q_3 et Q_1) est très étalée. Dans ce cas, la moyenne ne correspond pas à la médiane de la distribution et compte tenu de la forme de la boite (étalée vers le haut) elle est située au-dessus de la médiane.

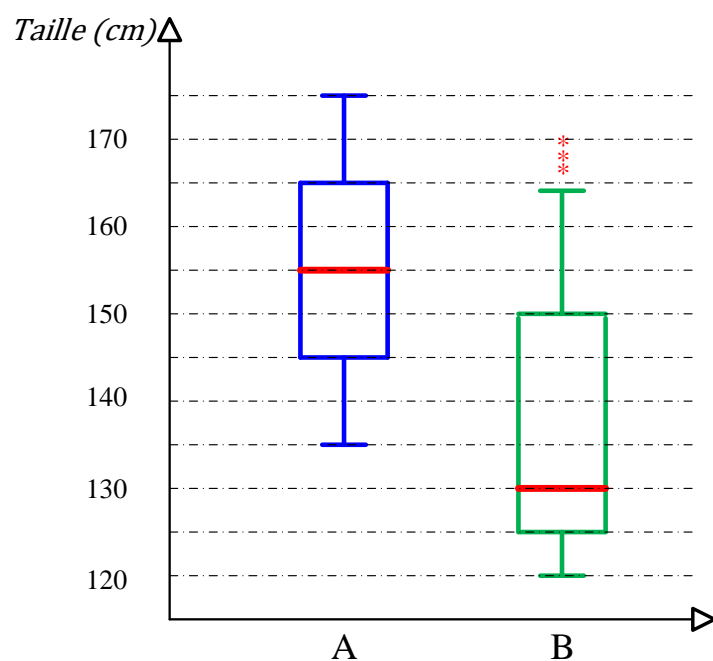


Figure B.2 – Exemple de deux boîtes à moustaches.

En résumé, les graphiques qui utilisent des boîtes à moustaches permettent d’avoir une lecture synthétique, globale et en même temps une vue locale sur les données. En outre ils permettent d’avoir une interprétation rapide de la dissymétrie de la distribution des observations, à travers la lecture des valeurs des quartiles et de la médiane.

Annexe C : Comparaison économique entre l'électrification classique 1,5 kV DC et la nouvelle sous 9 kV DC. Secteur entre Lamothe et Saint-Paul de la ligne Bordeaux-Hendaye

D'après l'étude conduite dans la première partie du chapitre III, nous avons conclu que la migration vers une électrification de 1,5 kV à 9 kV mène à une réduction d'environ 70 % du volume de cuivre et du nombre de sous-stations tout en gardant la même grille de trafic. Pour les besoins de l'étude, nous nous sommes concentrés sur le secteur entre Lamothe et Saint-Paul de la ligne Bordeaux-Hendaye. La Figure C.1 (a) montre le tronçon de ligne électrifiée en 1,5 kV DC et la Figure E.1 (b) montre la même ligne électrifiée en 9 kV DC. Le Tableau E.1 présente les caractéristiques des deux lignes.

Dans le cas de l'électrification en 1,5 kV, la ligne est équipée d'une caténaire avec une section moyenne de 850 mm², qui correspond à un double fil de contact, un porteur principal, un porteur auxiliaire et un ou plusieurs feeder(s). En revanche, l'électrification en 9 kV permet, quant à elle, d'équiper la ligne d'une caténaire d'à peine 200 mm², ce qui correspond à un fil de contact et un porteur principal. En outre, la migration de l'électrification a permis de réduire le nombre de sous-stations de 6 à 2. D'après une analyse énergétique, nous avons estimé une réduction de l'énergie d'environ 5 MWh pendant une journée classique, soit 1,8 GWh d'énergie économisée par tranche de 100 km de ligne en une année.

Dans cette section, nous conduisons une analyse économique fonctionnelle afin de chiffrer la réduction du coût obtenu par la migration de l'électrification. Nous estimons la différence cumulée du coût global de possession sur 100 ans entre la solution classique à 1,5 kV et celle à 9 kV. N'étant pas le but principal de ce travail de thèse, nous attirons l'attention sur le caractère estimatif des coûts utilisés dans cette étude et sur la nécessité de les affiner dans de futures investigations. Plusieurs hypothèses ont été posées concernant les coûts de certains équipements et ouvrages nécessaire à nouveau type d'électrification. Nous supposons que les parties de la ligne, qui restent identiques après la migration (rail, génie civil, auxiliaire sous-station, etc...) ont le même coût qu'auparavant. Le coût cumulé de possession a été calculé à l'aide d'un outil développé en interne à SNCF Réseau.

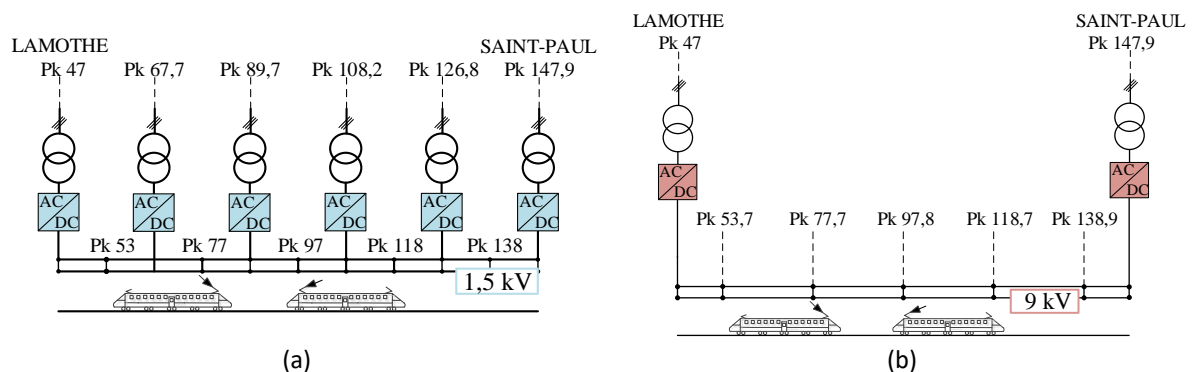


Figure C.1 – Secteur entre Lamothe et Saint-Paul de la ligne Bordeaux-Hendaye.

a) Électrification à 1,5 kV DC.

b) Électrification à 9 kV DC.

	1,5 kV	9 kV
<i>Section équivalente de la caténaire (mm²) (par voie)</i>	850	200
<i>Sous-stations 1,5 kV</i>	6	0
<i>Sous-stations 9 kV</i>	0	2
<i>PMP</i>	5	5

Tableau C. 1. Caractéristiques du secteur de la ligne Bordeaux-Hendaye électrifiée à 1,5 kV DC et à 9 kV DC.

La Figure C.2 montre le schéma d'un point d'alimentation d'une ligne en DC. Nous avons séparé et chiffré les parties principales.

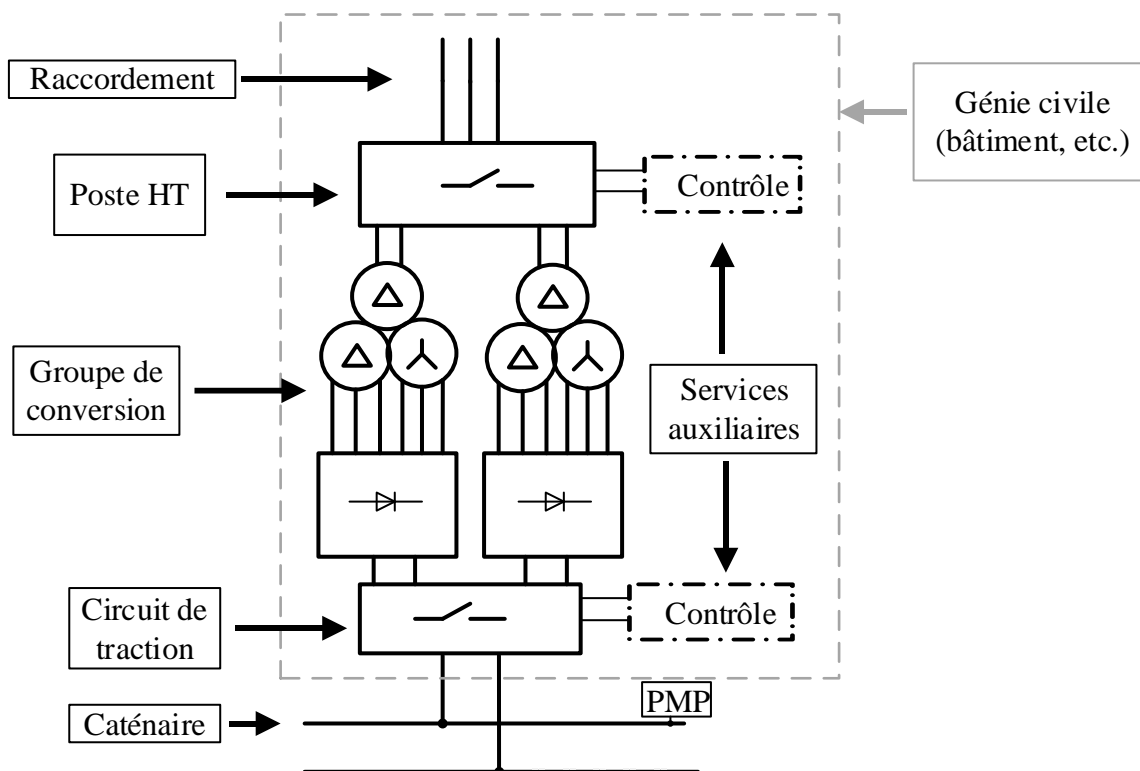


Figure C.2 – Schéma simplifié d'un point d'alimentation d'une ligne DC.

Nous allons détailler toutes les hypothèses considérées pour estimer le coût de la ligne électrifiée à 1,5 kV et à 9 kV. Il s'agit d'hypothèses pour les besoins de l'étude basées sur le retour d'expérience.

Raccordement sous-station :

- Même puissance installée.
- Même structure (bâtiment, surface, etc.).
- Même coût de raccordement/SST (nombre d'arrivées, coût de raccordement, longueur du raccordement, etc.).
- Même maintenance.

Sous-station :

- Même poste de haute tension, avec la même durée de vie (40 ans).
- Même groupe de conversion (transformateur-redresseur) avec la même durée de vie (50 ans).
- Même circuit de traction (circuit alimentant la caténaire) avec la même durée de vie (50 ans).
- Même contrôle de commande des dispositifs électriques.
- Même coût de maintenance et d'exploitation.

Caténaire :

- Le coût ne représente qu'une estimation approximative de kilomètres de double voie avec peu de contraintes (pas de quais, pas d'appareils de voie, pas de passages à niveau...).
- Même durée de vie pour les deux solutions (50 ans).

Matériel roulant :

- Le coût du matériel roulant n'est pas pris en considération, car, aujourd'hui, il est difficile d'estimer le coût d'une chaîne de traction opérant sous caténaire à 9 kV.

Le Tableau C.2 présente les principaux coûts moyens considérés dans l'étude.

<i>Coût de raccordement (6,5 km de ligne)</i>	120 k€ /km
<i>Poste en haute tension</i>	230 k€
<i>Groupe de conversion</i>	950 k€
<i>Circuit de traction</i>	520k€
<i>Caténaire 1,5 kV (2xFC+PP+PA+2xFeeder)</i>	750 k€/km
<i>Caténaire 9 kV (FC+PP)</i>	540 k€/km
<i>Énergie (Achat et transport/distribution)</i>	75 €/MWh
<i>PMP</i>	500 k€
<i>Maintenance sous-stations</i>	30 k€/an
<i>Maintenance PMP</i>	5 k€/an

Tableau C.2 Coûts considérés.

La Figure C.3 montre la différence cumulée des coûts globaux de possessions pour les deux solutions. Nous représentons alors le cout du système 1,5 kV auquel nous soustrayons le coût du nouveau système. Comme le montre la Figure C.3, la courbe est toujours positive, ce qui signifie que le système 1,5 kV reste toujours plus cher que le 9kV, sur la période d'observation. En effet, avec les hypothèses du cas étudié, l'électrification à 9 kV coûte 70 millions d'euros en moins en CAPEX (Capital Expanses) initial. Ce chiffre est fourni à titre indicatif uniquement.

Le saut à la cinquantième année, représenté à la Figure C.2, est dû au renouvellement de la caténaire. Etant donné que la caténaire 1,5 kV est beaucoup plus chère que la caténaire 9 kV, la différence de coût entre les deux solutions augmente fortement à la cinquantième année.

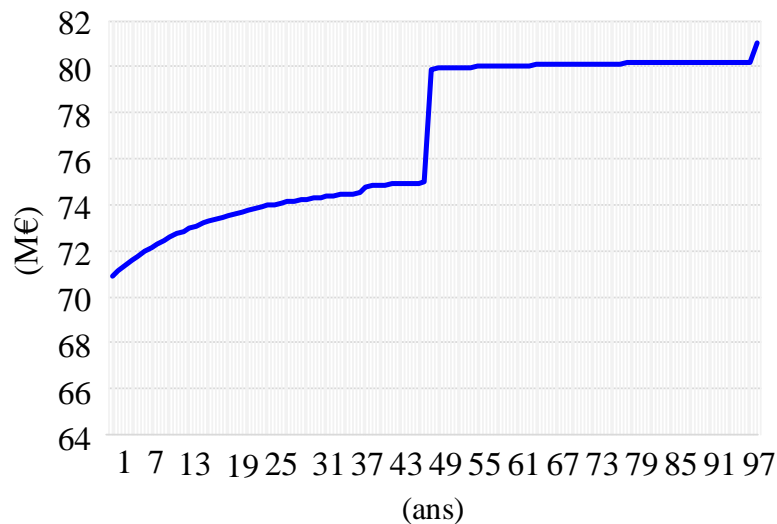


Figure C. 3 Différence cumulée entre les deux solutions sur 100 ans, taux d'actualisation moyen de 8%. (Chiffres indicatifs uniquement).

Avec un niveau de tension plus élevé, la solution 9 kV présente des équipements électriques plus coûteux que ceux de l'électrification 1,5 kV comme, par exemple, les disjoncteurs et les groupes de conversion. Néanmoins, le nombre de sous-stations utiles est moindre. Afin de prendre en compte le surcoût entraîné par ces équipements, nous imaginons un scénario où les coûts de certains éléments considérés dans le Tableau C.2 sont majorés. Dans ce qui suit, les coûts sont présentés à titre indicatifs uniquement.

Nous considérons le circuit de traction, le groupe de conversion, la maintenance des deux et le PMP avec un coût d'abord doublé, puis triplé. Les Figures C.4 (a) et (b) présentent les deux scénarios considérés. Même en tenant compte du surcoût entraîné par certains éléments de la ligne, nous notons qu'il existe encore une réduction nette du coût pour la ligne électrifiée à 9 kV. En effet, lorsque nous considérons les coûts doublés, nous constatons une réduction du coût d'environ 60 millions d'euros en CAPEX initial, conformément à la Figure C.4 (a). Par contre, quand nous considérons les coûts triplés, nous constatons encore une nette réduction du coût d'environ 50 millions d'euros en CPAEX initial. Pour conclure, malgré la marge prise en vue d'un surcoût de certaines parties de la ligne électrifiée à 9 kV par rapport à l'électrification à 1,5 kV, la réduction du coût entraînée par la diminution du volume de cuivre et le nombre de sous-stations est plus importante.

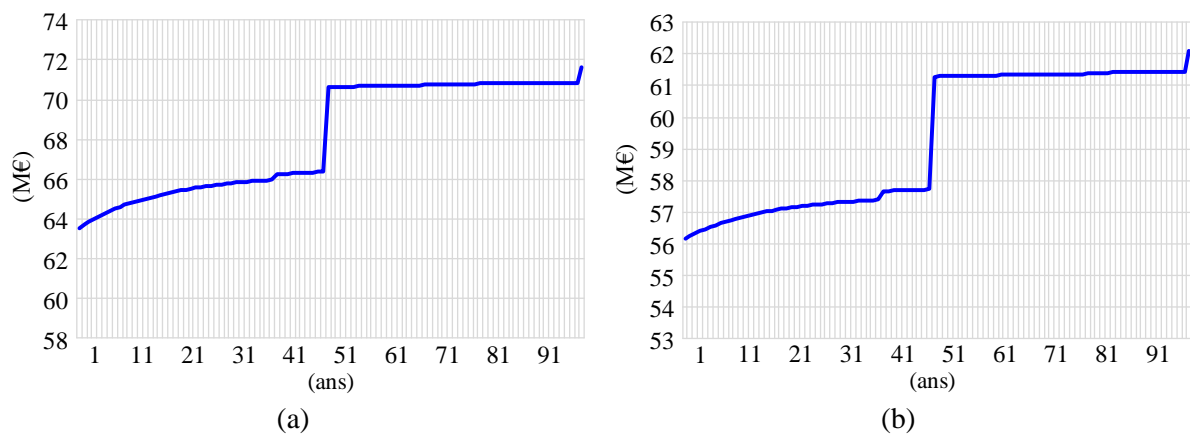


Figure C.4 Différence cumulée entre les deux solutions sur 100 ans, taux d'actualisation moyen de 8%.

- a) Scénario avec le coût du circuit de traction, du PMP et du groupe de conversion doublés.
b) Scénario avec le coût du circuit de traction, du PMP et du groupe de conversion triplés.

Annexe D : Caractéristiques des sondes de mesure de tension et de courant utilisées

- Capteur à bobine de Rogowski

Pour notre application, les type de tore Rogowski choisis sont les modèles « CWT Mini » de la société PEM [1]. Ils sont des appareils proposant la meilleure bande passante et précision, pour une large gamme en courant allant de 30 Apeak à 1200 Apeak. Ces tores ont une circonférence de 80mm pour un diamètre de 1,7 mm avec une largeur de bande passante (-3 dB) qui va de quelques Hz jusqu'à 30 kHz, ce qui correspond à notre besoin.

Pour notre application nous sélectionné en fonction du besoin en calibre en courant, la référence CW mini. Le Tableau D.1 et la Figure D.1 présentent respectivement les caractéristiques de cette sonde de courant et sa géométrie.

Calibre en courant	Sensibilité	Fréquence de coupure basse pour -3dB	Fréquence de coupure haute pour -3dB	Pic de di/dt
6 kA	1 mV/A	0,3 Hz	30 MHz	40 kA/ μ s

Tableau D.1 – Caractéristiques de la sonde de courant de type Rogowski.



Figure D.1 – Géométrie de la sonde de courant de type Rogowski.

- Sonde de tension différentielle

Pour notre application nous avons choisi une sonde de tension active de la société Tektronix P5210 [2]. La Figure D.2 présente une photo de la sonde de tension Tek P5210. En effet, cette sonde est adaptée en terme de niveau de tension à mesurer (atténuation et calibre en tension). De plus, elle présente une bande passante élevée qui corresponde à nos besoins (voir Tableau D.2).

Tension différentielle maximale (V_{DC} ou RMS)	Atténuation	Bande passante	Temps de montée (typique)	Résistance d'entrée	Capacité d'entrée	Tension différentielle maximale (peak)
4400	100x/1000x	50 MHz	1,75 ns	8 M Ω	7 pF	5600

Tableau D.2 - Caractéristiques de la sonde de tension active Tek P5210.



Figure D.2 – Photo de la sonde de tension Tek P5210.

- Capteur LEM de tension et de courant

Afin de réaliser des fonctions de protections contre les surtensions et les surintensités au niveau de la commande, nous avons besoin d'un retour mesuré du courant de sortie I_{out} et des tensions V_{in} et V_{out} . Pour cela, nous avons choisi de mettre en place des mesures avec des capteurs de type LEM. Pour le courant de sortie nous allons utiliser un capteur LEM de référence LTC350-SF (350A nominal) [3] et pour les mesures des tensions d'entrée et de sortie du convertisseur, un capteur LEM de référence DVL2000 [4]. Ces références sont des produits couramment employés dans le secteur ferroviaire, ils répondent aux besoins d'isolation qu'exige ce type de montage. Ces capteurs seront alimentés par une alim linéaire $\pm 24V$. La Figure D.3 présente des photos des capteurs LEM utilisés.



(a)



(b)

Figure D.3 – a) Capteur de courant LEM LTC350-SF. b) capteur de tension LEM DVL2000.

Courant rms/DC au primaire	Courant rms au secondaire	Rappor de conversion	Tension d'isolation rms pour 1 minute	Largeur de bande (-1dB)	Précision (full scale)
350 A/1,2 kA	175 mA	1 :2000	12 kV	DC-100kHz	$< \pm 0,5\%$

Tableau D.3 – Caractéristiques de la sonde de courant LEM LTC350-SF.

Tension rms/DC au primaire	Courant nominal au secondaire	Sensibilité	Tension d'isolation rms pour 1 minute	Largeur de bande (-1dB)	Précision (full scale)
2 kV/±3kV	50 mA	25µA/V	8,5 kV	DC-8kHz	±0,2%

Tableau D.3 – Caractéristiques de la sonde de tension LEM DVL2000.

Ces types de capteurs nous renvoient des images en courant I_s de la grandeur mesurée I_p/V_p en fonction de respectives rapport de conversion. Ensuite cette image de courant est transformée en une image en tension mesurée $V_{\text{mesurée}}$ grâce à des résistances de shunt choisies auparavant. La Figure D.4 présente un schéma de principe prenant en compte le capteur de courant, le principe reste le même pour le capteur de tension.

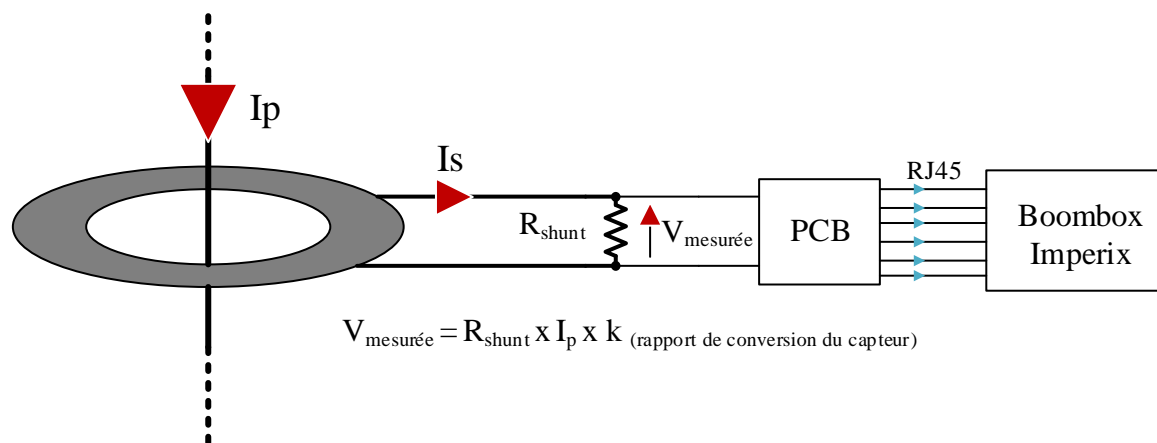


Figure D.4 – Schéma de principe décrivant la mesure du courant par le capteur LEM et son traitement avant l'entrée dans la Boombox de chez Imperix.

Avec ce montage nous allons bénéficier d'une tension variant de $-10V$ à environ $10V$ maximum. Cette tension pourra être exploitée par la Boombox par l'intermédiaire d'une carte d'entrée réalisée au laboratoire LAPLACE.

Annexe E : Plaque froide

Les modules de puissance étant trop récent nous n'avons pas trouvé de plaques froides standards.

Suite à différentes consultations, nous avons décidé d'utiliser des plaques froides de chez MERSEN [5]. Cette entreprise nous a proposé la meilleure solution technique.

Il s'agit donc d'une plaque froide dite « unitaire », dans le sens où il y aura un seul module par plaque froide. Cette plaque froide a permis d'y fixer l'ensemble des références de modules que nous avons à disposition pour le convertisseur élémentaires (modules Diodes ou MOSFET-SiC).

Les plaques froides ont été conçues en respectant les contraintes suivantes :

- Fluide : eau (circuit à eau perdu).
- $T_{\text{fluid in max}} = 40^{\circ}\text{C}$.
- T_{jmax} considéré = 125°C (avec les modules Infineon Diodes) et 150°C (avec les modules MOSFET-SiC de chez Mitsubishi).
- Débit de l'eau de 1 à 5 L/min.
- Arrivée et sortie d'eau par le dessous de la plaque froide avec raccords sapins (cannelés) en G3/8.
- Performance de la plaque froide : utilisation de la technologie par picots avec une surface correspondante à celle de la semelle du module de puissance. Notre objectif est de maximiser les performances de la plaque froide afin de ne pas être contraint par celle-ci.
- Perçages pour fixer les modules et fixer la plaque froide au support mécanique en M6 (idéalement traversant la plaque froide).
- Possibilité de faire une rainure afin de placer un thermocouple au centre des modules.

Les Figures E.1 et E.2 présentent respectivement les performances et le plan des plaques froides utilisées.

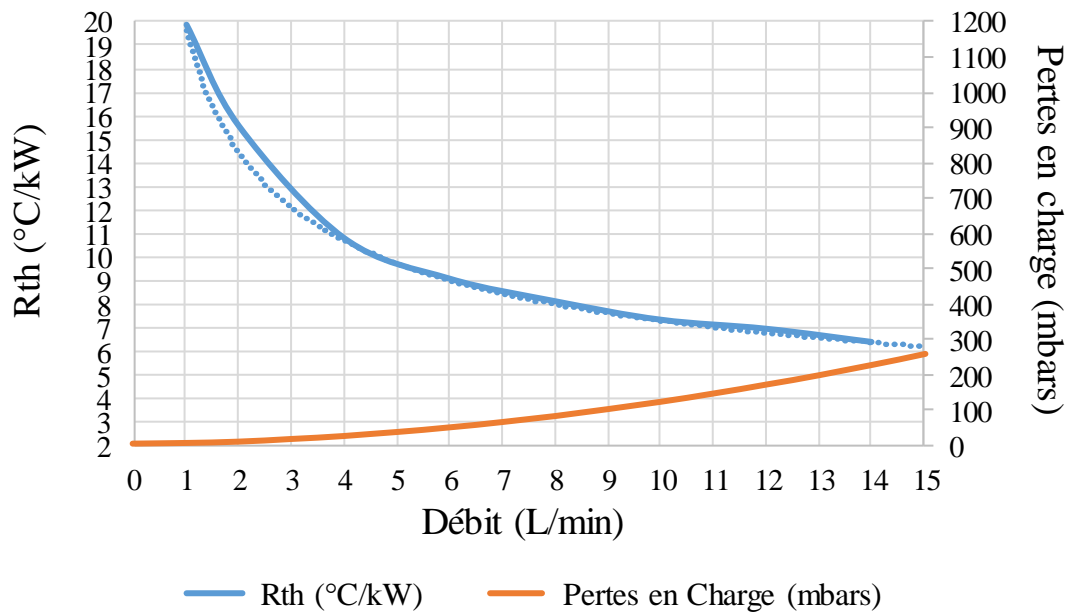


Figure E.1 - Performances des plaques froides (mesurées avec pack de 100mm).

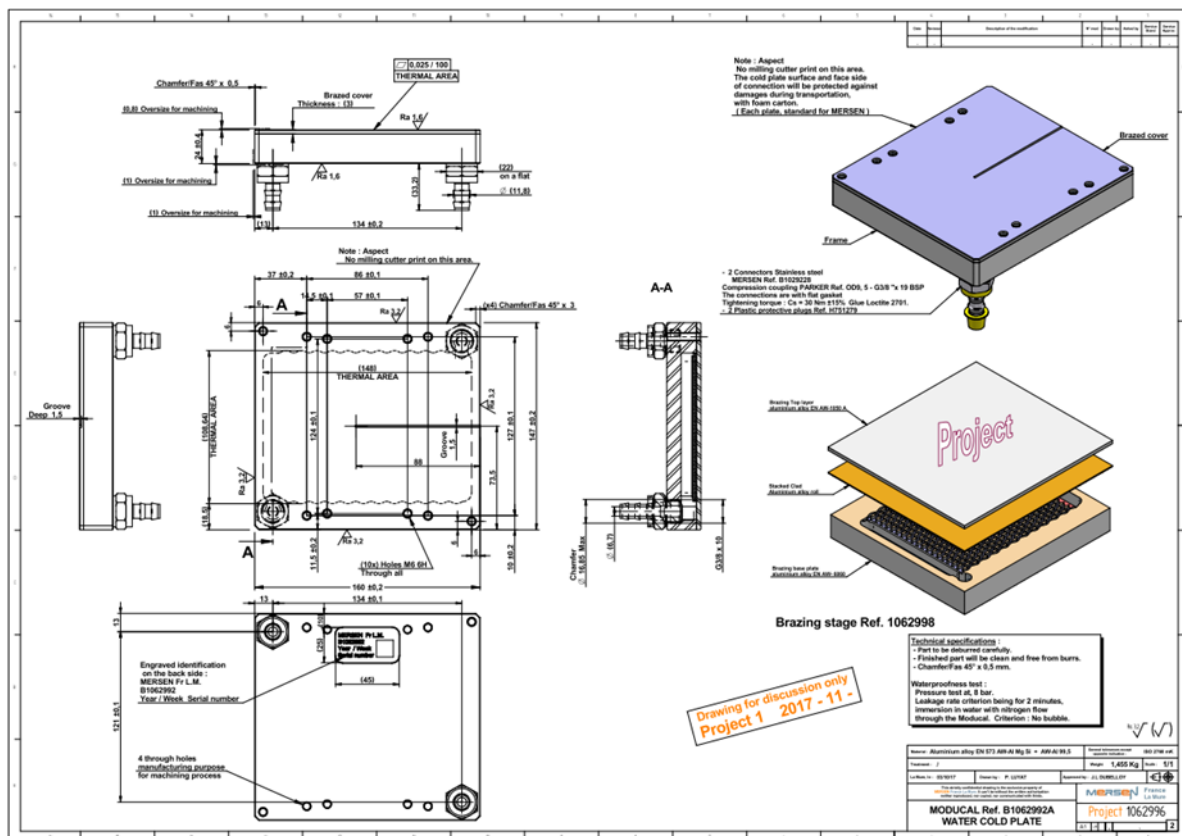


Figure E.2 – Plan des plaques froides.

Référence bibliographique – Annexe

- [1] « Rogowski | Current Measurement | PEM ». [En ligne]. Disponible sur: <http://www.pemuk.com/>. [Consulté le: 22-juill-2019].
- [2] « Probes and Accessories | Tektronix ». [En ligne]. Disponible sur: <https://www.tek.com/accessories>. [Consulté le: 22-juill-2019].
- [3] « LTC 350-SF from LEM ». [En ligne]. Disponible sur: <https://www.electronicsdatasheets.com/manufacturers/lem/parts/ltc-350sf>. [Consulté le: 23-juill-2019].
- [4] « DVL 2000 | LEM ». [En ligne]. Disponible sur: <https://www.lem.com/en/dvl-2000>. [Consulté le: 23-juill-2019].
- [5] « Liquid Cooling | Mersen ». [En ligne]. Disponible sur: <https://ep-us.mersen.com/products/engineering/liquid-cooling?level1>. [Consulté le: 23-juill-2019].

Liste des communications / publications issue de ces travaux de thèse :

Communication orale dans une conférence internationale :

- A. Verdicchio, P. Ladoux, H. Caron and S. Sanchez, "Future DC Railway Electrification System - Go for 9 kV," *2018 IEEE International Conference on Electrical Systems for Aircraft, Railway, Ship Propulsion and Road Vehicles & International Transportation Electrification Conference (ESARS-ITEC)*, Nottingham, 2018, pp. 1-5.
- J. Fabre, J.-M. Blaquière, A. Verdicchio, P. Ladoux, et S. Sanchez, « Characterization in ZVS mode of SiC MOSFET modules for MVDC applications », in *2011 International Conference on Clean Electrical Power (ICCEP)*, Otranto, 2019.

Publication dans une revue internationale :

- A. Verdicchio, P. Ladoux, H. Caron and C. Courtois, "New Medium-Voltage DC Railway Electrification System," in *IEEE Transactions on Transportation Electrification*, vol. 4, no. 2, pp. 591-604, June 2018.